

Grundsatzuntersuchungen zum Schalten in Flüssigstickstoff-Umgebung mit Vakuumschaltern zur Anwendung in zukünftigen Hochtemperatur- Supraleitungs-Mittelspannungsnetzen

Vom Fachbereich 18
- Elektrotechnik und Informationstechnik -
der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von
Dipl.-Ing. Karsten Golde
geboren am 11. Juli 1983 in Bad Soden am Taunus

Referent: Prof. Dr.-Ing. Volker Hinrichsen
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Michael Kurrat

Tag der Einreichung: 15.02.2016
Tag der mündlichen Prüfung: 24.06.2016

D17
Darmstadt 2016

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Hochspannungstechnik der Technischen Universität Darmstadt.

Mein besonderer Dank gilt zunächst Herrn Prof. Dr.-Ing. Volker Hinrichsen für die Ermöglichung dieser Arbeit sowie die Unterstützung während der gesamten Zeit am Fachgebiet Hochspannungstechnik. Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Kurrat danke ich herzlich für die Übernahme des Korreferats.

Ebenfalls bedanken möchte ich mich bei den Partnern aus der Industrie für den fachlichen Austausch sowie die Bereitstellung von Prüflingen, die die Durchführung dieser Arbeit erst ermöglicht haben. Hier möchte ich besonders Herrn Dr. Erik Taylor und Herrn Andreas Lawall von Siemens sowie Herrn Dr.-Ing. Dietmar Gentsch von ABB hervorheben.

Für die Teilfinanzierung meiner Arbeit möchte ich der Johannes Hübner Stiftung in Gießen und insbesondere Frau Olga Riedl-Hübner sowie Herrn Dieter Wulkow herzlich danken.

Herrn Christian Homa, Herrn Steffen Noll, Herrn Frank Ullrich und Herrn Ulrich Veith von der Werkstatt des Fachgebiets Hochspannungstechnik danke ich für die Unterstützung beim Aufbau und der Vorbereitung von Versuchen im Labor.

Selbstverständlich danke ich auch meinen Kollegen und ehemaligen Kollegen für den fachlichen Austausch sowie die Unterstützung sowohl innerhalb als auch außerhalb der regulären Arbeitszeit. Hierbei möchte ich besonders Herrn Dr.-Ing. Patrick Halbach, Herrn Torsten Psotta, Herrn Thomas Rettenmaier sowie Herrn Dr.-Ing. Michael Tenzer hervorheben.

Ein besonderer Dank gilt zudem allen Studierenden, die im Rahmen von Abschlussarbeiten sowie als studentische Hilfskräfte einen großen Anteil an der Durchführung dieser Arbeit hatten. Hier sind vor allem die Herren Markus Becker und Markus Bettinger zu nennen.

Meinen Eltern danke ich ganz herzlich für ihre Unterstützung, die mir das Studium und letztendlich auch diese Arbeit erst ermöglicht haben.

Mein ganz besonderer Dank gilt zudem meiner Lebensgefährtin Frau Dr. rer. nat. Tina Felber für ihre Unterstützung und ihre Hilfe bei der Korrektur dieser Arbeit.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	v
Verzeichnis der Formelzeichen, Konstanten und Abkürzungen	xi
Abstract	xvii
Kurzfassung	xix
1 Einleitung	1
1.1 Aufbau der Arbeit	4
2 Grundlagen und Stand des Wissens	5
2.1 Einsatzmöglichkeiten supraleitender Betriebsmittel	5
2.1.1 Aufbau von Energieversorgungsnetzen	6
2.1.2 Supraleitende Betriebsmittel	7
2.1.3 Denkbare Szenarien	10
2.2 Vakuumschalttechnik	12
2.2.1 Aufbau von Vakuumschaltern und zu beherrschende Schaltfälle	13
2.2.2 Aufbau von Vakuumschaltröhren	14
2.2.3 Kontaktgeometrien und Kontaktwerkstoffe	15
3 Ziele der Arbeit	19
4 Mechanik	23
4.1 Grundlagen	23
4.1.1 Kontaktsystem	23
4.1.2 Metallfaltenbalg	32
4.1.3 Metaldampfschirm	34
4.1.4 Keramik	34
4.2 Eigene Untersuchungen	38
4.2.1 Statische Versuche	38
4.2.2 Dynamische Versuche	39
4.3 Zusammenfassung	41
5 Elektrischer Widerstand	43
5.1 Grundlagen	43
5.1.1 Temperatureinfluss auf den Bahnwiderstand	47

5.1.2	Temperatureinfluss auf den Kontaktübergangswiderstand . . .	51
5.1.3	Änderung des Widerstandes als Folge von Schalthandlungen .	53
5.2	Eigene Untersuchungen	53
5.2.1	Messungen	54
5.2.2	Änderung des Widerstandes in Folge von Ausschaltungen . . .	56
5.3	Optimierung	61
5.3.1	Kontaktbolzen	61
5.3.2	Kontaktübergang	62
5.3.3	Kontaktgeometrie	63
5.4	Zusammenfassung	63
6	Dielektrik	65
6.1	Grundlagen	66
6.1.1	Konditionierung	68
6.1.2	Temperatureinfluss	68
6.2	Eigene Untersuchungen	75
6.2.1	Prüfkreis	76
6.2.2	Prüflinge und Versuchsdurchführung	78
6.2.3	Ergebnisse	79
6.3	Zusammenfassung	83
7	Abreißstrom	85
7.1	Grundlagen	85
7.1.1	Kathodenfleckmodelle	88
7.1.2	Krater und Erosion	89
7.1.3	Kathodenfleck-Bewegung und -Geschwindigkeit	90
7.1.4	Instabilität und Stromabriss	90
7.2	Eigene Untersuchungen	91
7.2.1	Prüfkreis	93
7.2.2	Prüflinge	94
7.2.3	Ausschalten ohmscher Lasten	94
7.2.4	Ausschalten induktiver Lasten	102
7.3	Zusammenfassung	107
8	Kurzschlussstrom	109
8.1	Grundlagen	109
8.1.1	Temperatureinfluss	111
8.2	Eigene Untersuchungen	112
8.2.1	Prüfkreis	112
8.2.2	Prüflinge und Prüfprogramm	114
8.2.3	Ergebnisse	117
8.3	Auswertung und Zusammenfassung	119
9	Zusammenfassung der Ergebnisse	121

10 Diskussion und Ausblick	125
A Anhang	127
A.1 Messtechnik Widerstand	127
A.2 Messtechnik Dielektrik	128
A.3 Messtechnik Abreißstrom	129
A.4 Messtechnik Kurzschlussstrom	131
Literaturverzeichnis	133
Eigene Publikationen	155
Betreute Diplom-, Master-, Studien- und Bachelorarbeiten	157
Lebenslauf	159
Erklärung laut § 9 PromO	161

Verzeichnis der Formelzeichen, Konstanten und Abkürzungen

Liste der Formelzeichen

A	m^2	Leiterquerschnitt
A_e	m^2	wirksame Emissionsfläche
C	F	Kapazität
C_{OS}	F	Oberspannungskapazität des Spannungsteilers
C_{P}	F	Kapazität des Prüflings
C_{S}'	F	Stoßkapazität des Marxgenerators pro Stufe
C_{US}	F	Unterspannungskapazität des Spannungsteilers
d	m	Elektrodenabstand
E	V m^{-1}	elektrische Feldstärke
E_{m}	V m^{-1}	mittlere elektrische Feldstärke
E_{M}	N m^{-2}	E-Modul
E_{s}	J	Schwingungsenergie der Atome
F	N	Kontaktkraft
F		Teststatistik (Auswertgröße beim Varianzinhomogenitätstest)
$F(T)$		Funktion zur Beschreibung des nicht-stationären Verhaltens der Kraterbildung
H	N m^{-2}	Härte
	HB	Härtewert nach Brinell
	HR	Härtewert nach Rockwell
	HV	Härtewert nach Vickers
H_0		Nullhypothese
H_1		Alternativhypothese
i_{h}	A	Überlagerungsstrom
$i_{\text{k,n}}$	A	Bemessungs-Kurzschluss-Ausschaltstrom
i_{p}	A	Strom im Prüfling
I	A	Strom
I_{ch}	A	Abreißstrom

I_e	A	Feldemissionsstrom
I_K''	A	subtransienter Anfangskurzschlusswechselstrom
j	A m^{-2}	Stromdichte
l	m	Länge
l_n		normierte thermische Ausdehnung
L	H	Induktivität
L	$\text{V}^2 \text{K}^{-2}$	Lorenz-Zahl
m		Stichprobenumfang
n		Stichprobenumfang
n_b		Anzahl der Berührungspunkte eines elektrischen Kontaktes
p		Auswertegröße beim Shapiro-Wilk-Test
q	J s^{-1}	Wärmefluss
r	m	atomarer Abstand
r_a	m	innerer atomarer Abstand
r_i	m	äußerer atomarer Abstand
$r(T)$	m	Kraterradius eines Kathodenfleckes in Abhängigkeit der Temperatur
R	Ω	Widerstand
R_c	Ω	Engewiderstand eines Kontaktes
R_{c1000}	Ω	Engewiderstand eines Kontaktes bei einer Kraft von 1000 N
R_D	Ω	Dämpfungswiderstand
$R'_{D,i}$	Ω	Dämpfungswiderstand des Marxgenerators pro Stufe
R'_E	Ω	Entladewiderstand des Marxgenerators pro Stufe
R'_L	Ω	Ladewiderstand des Marxgenerators pro Stufe
R_s	Ω	Fremdschichtwiderstand eines Kontaktes
R_{ST}	Ω	Dämpfungswiderstand des Spannungsteilers
R_t	Ω	Gesamtwiderstand eines Kontaktes
$R_{t,v}$	Ω	Gesamtwiderstand eines Kontaktes vor der Unterbrechung von Strömen
S^2		empirische Varianz
S_p^2		gepoolte Stichprobenvarianz
t	s	Zeit
t		Teststatistik (Auswertegröße beim 2-Stichproben t -Test)
t_3	s	Zeit bis zum Erreichen des Scheitelwertes der Einschwingspannung

t_a	s	Parameter der Bemessungsschaltfolge eines Vakuumleistungsschalters
t_h	s	Zeitdauer, in welcher der Lichtbogen nur durch den Strom des Hochspannungskreises gespeist wird
t_p	s	zeitlicher Abstand zwischen der Bildung von Kathoden- und Anodenplasma
T	K	Temperatur (absolut)
T_0	K	Ausgangstemperatur des Kontaktmaterials
T_a	K	Temperatur, bei der es zur Bildung von Anodenplasma kommt
T_b	K	Endtemperatur des Kontaktmaterials
T_c	K	kritische Temperatur
T_m	K	Schmelztemperatur
u_c	V	Scheitelwert der Einschwingspannung nach DIN EN 62271-100
U	V	Spannung
U_d	V	Durchschlagspannung
\hat{U}_{ch}	V	Überspannung als Folge des Stromabrisses
U_f	V	Spannungsfall an den Kontakten
U_L	V	Lastspannung
U_r	V	Bemessungsspannung
U_S	V	Speisespannung
$v(T)$	m s^{-1}	Kathodenfleckgeschwindigkeit
v_{arc}	m s^{-1}	Rotationsgeschwindigkeit des Lichtbogens
W		Teststatistik (Auswertegröße beim Shapiro-Wilk-Test)
X_{1i}		Messwert i aus Stichprobe 1
X_{2i}		Messwert i aus Stichprobe 2
\bar{X}		arithmetischer Mittelwert der Stichprobe
Z_K	Ω	Kreiskennwiderstand
Z_L	Ω	Lastimpedanz
Z_S	Ω	Speiseimpedanz
α		Signifikanzniveau
$\alpha(T)$	K^{-1}	Ausdehnungskoeffizient
α_p	$\text{s}^{-1} \text{m}^{-2}$	Faktor zur Wärmeflussberechnung
β		Feldverstärkungsfaktor
δ_s	mm	Skintiefe

ϵ		Dehnung
ζ	kg m^{-3}	Dichte
η		empirisch ermittelter Koeffizient
κ	S m^{-1}	elektrische Leitfähigkeit
λ	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	thermische Leitfähigkeit
μ	$\text{V s A}^{-1} \text{m}^{-1}$	Permeabilität
μ		Mittelwert
ϱ	$\Omega \text{ m}$	spezifischer Widerstand
ϱ_{R}	$\Omega \text{ m}$	temperaturunabhängiger Restwiderstand
$\varrho_{\text{G}}(T)$	$\Omega \text{ m}$	temperaturabhängiger Anteil des spezifischen Widerstandes
σ	N m^{-2}	Normalspannung
σ_X^2		Varianz der Zufallsvariablen X
ϕ	eV	Austrittsarbeit
ω	s^{-1}	Kreisfrequenz

Liste der Konstanten

k	$1,38 \cdot 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$	Boltzmann-Konstante
π	3,14...	Kreiszahl

Liste der Abkürzungen

ABR1	Messreihenbezeichnung
ABR2	Messreihenbezeichnung
ABR3	Messreihenbezeichnung
ABR4	Messreihenbezeichnung
Al_2O_3	Aluminiumoxid
AMF	Axialmagnetfeld
BSCCO	$\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_{10}$ oder auch Bi2223 (Supraleitermaterial der ersten Generation)
C	Close (geschlossen)
CO_2	Kohlendioxid
CuBi	Kupfer-Bismut
CuCr	Kupfer-Chrom
DA	Prüflingsbezeichnung
DB	Prüflingsbezeichnung
DC	Prüflingsbezeichnung

DD	Prüflingsbezeichnung
DE	Prüflingsbezeichnung
E-Modul	Elastizitätsmodul
EEE	Explosive-Electric-Emission
EPP	expandiertes Polypropylen
FEM	Finite-Elemente-Methode
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
HöS	Höchstspannung
HS	Hochspannung
HTS	Hochtemperatursupraleitung bzw. -supraleiter
KFS	Kugelfunkenstrecke
MS	Mittelspannung
NS	Niederspannung
O	Open (offen)
RMF	Radialmagnetfeld
S _B	Blockierschalter
SCFCL	Superconducting Fault Current Limiter (Supraleitender Strombegrenzer)
S _D	Draufschalter
SF ₆	Schwefelhexafluorid
SL	Supraleitung bzw. Supraleiter
S _P	Prüfschalter
SPS	speicherprogrammierbare Steuerung
TFE	Thermo-Feld-Emission
TMF	Transversalmagnetfeld
TRV	Transient Recovery Voltage
VS	Vakuumschalter
WA	Prüflingsbezeichnung
WB	Prüflingsbezeichnung
WC	Prüflingsbezeichnung
WCAg	Wolframcarbid-Silber
WCu	Wolfram-Kupfer
WD	Prüflingsbezeichnung
WE	Prüflingsbezeichnung
YBCO	YBa ₂ Cu ₃ O ₇ oder auch Y123 (Supraleitermaterial der zweiten Generation)

Abstract

By means of superconducting equipment it is possible to reduce the transmission losses in distribution networks while increasing the transmission capacity. As a result even saving a superimposed voltage level would be possible, which can put higher investment costs compared to conventional equipment into perspective. For operation of superconducting systems it is necessary to integrate all equipment in the cooling circuit. This also includes switchgears. Due to cooling with liquid nitrogen, however, only vacuum switching technology comes into question.

Thus, the suitability of vacuum switches is investigated in this work. For this purpose the mechanics of the interrupters is considered first. Material investigations and switching experiments at ambient temperature and in liquid nitrogen supply information on potential issues. For this purpose, a special pneumatic construction is designed, which allows tens of thousands of switching cycles. Furthermore, the electrical resistance of the interrupters is considered. Since the contact system consists almost exclusively of copper, a remaining residual resistance and appropriate thermal losses must be considered. Since they have to be cooled back, an appropriate evaluation is given taking environmental parameters into account. The dielectric strength of vacuum interrupters is considered both at ambient temperature as well as directly in liquid nitrogen. For this purpose different contact distances are set at different interrupter types. A distinction is made between internal and external dielectric strength. Conditioning and deconditioning effects are minimized by an appropriate choice of the test circuit. The current chopping and resulting overvoltages are considered to be one of the few drawbacks of vacuum switching technology. Using a practical test circuit the height of chopping current is determined and compared for different temperatures. Due to strong scattering the evaluation is done using statistical methods. At the end the short-circuit current breaking capability is investigated in liquid nitrogen. The specimens are tested in a synthetic test circuit for this purpose, loaded with an increasing current amplitude until it comes to dielectric failures.

The summary of the obtained results shows that the use of vacuum switchgears in superconducting networks is possible. The vacuum interrupter performance is basically unaffected by the low temperature, so it could be used for the same ratings under liquid nitrogen as at ambient temperature.

Kurzfassung

Mit Hilfe supraleitender Betriebsmittel ist es möglich, die Übertragungsverluste in Verteilungsnetzen zu reduzieren und gleichzeitig die Übertragungskapazität zu erhöhen. Hierdurch wäre sogar die Einsparung einer übergelagerten Spannungsebene möglich, wodurch sich die im Vergleich zu konventionellen Betriebsmitteln höheren Investitionskosten relativieren lassen. Zum Betrieb supraleitender Netze ist es erforderlich, alle Betriebsmittel in den Kühlkreislauf zu integrieren. Hierzu zählen auch Schaltgeräte. Aufgrund der Kühlung mit flüssigem Stickstoff kommt hierfür allerdings ausschließlich die Vakuumschalttechnik in Frage.

Die Tauglichkeit von Vakuumschaltern wird im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Hierzu wird zunächst die Mechanik der Schaltröhren betrachtet. Materialuntersuchungen und Schaltexperimente bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff liefern Aufschluss über potentielle Problemstellen. In der Folge wird der elektrische Widerstand der Schaltröhren betrachtet. Da das Kontaktsystem fast ausschließlich aus Kupfer besteht, sind ein verbleibender Restwiderstand und entsprechende thermische Verluste zu berücksichtigen. Da diese rückgekühlt werden müssen, erfolgt eine entsprechende Bewertung unter Berücksichtigung der Umgebungsparameter. Die dielektrische Festigkeit der Vakuumschaltröhren wird sowohl bei Umgebungstemperatur als auch direkt in flüssigem Stickstoff betrachtet. Hierfür werden an unterschiedlichen Schaltröhrentypen verschiedene Kontaktabstände eingestellt sowie zwischen innerer und äußerer dielektrischer Festigkeit unterschieden. Konditionierungs- und Dekonditionierungseffekte werden durch geeignete Wahl des Versuchskreises minimiert. Der Stromabriss und daraus entstehende Überspannungen gelten als einer der wenigen Nachteile der Vakuumschalttechnik. Mit Hilfe eines praxisnahen Versuchskreises wird die Höhe des Abreißstromes bestimmt und für unterschiedliche Temperaturen verglichen. Aufgrund der starken Streuung erfolgt die Auswertung mit Hilfe statistischer Methoden. Zum Abschluss wird das Kurzschlussstrom-Ausschaltvermögen in flüssigem Stickstoff untersucht. Die Prüflinge werden hierzu in einem synthetischen Prüfkreis mit steigenden Stromamplituden belastet, bis es zu dielektrischen Versagern kommt.

Die Zusammenfassung der gewonnenen Ergebnisse zeigt, dass der Einsatz der Vakuumschalttechnik in supraleitenden Netzen möglich ist. Die Temperatur beeinflusst die Leistungsfähigkeit der Schaltröhre im Grunde nicht, weshalb ein Einsatz in flüssigem Stickstoff mit den gleichen Kennwerten erfolgen kann.

1 Einleitung

Die elektrische Energie ist heute zu einer der wichtigsten Energieformen geworden. Die Geschichte der elektrischen Energieversorgung reicht dabei weit mehr als 100 Jahre zurück. Diese Erfolgsgeschichte beruht unter anderem auf der Tatsache, dass sich elektrische Energie aus nahezu jeder anderen Primärenergieform erzeugen sowie leicht fortleiten und verteilen lässt. Zu diesem Zweck hat sich in Europa und anderen Teilen der Erde inzwischen ein länderübergreifendes Verbundnetz entwickelt [Cra 2007] [Küc 2009].

Aufgrund des verstärkten Ausbaues der dezentralen Energieerzeugung (hauptsächlich Windkraft und Photovoltaik) in den vergangenen Jahren und des zu erwartenden Ausbaues in den nächsten Jahren kommt es vor allem in den Verteilungsnetzen zu sich ständig ändernden Einspeise- und Verbrauchssituationen. Die Netze sind für diese Anforderungen allerdings nicht ausgelegt [Sch 2012] [Bac 2009]. Eine Möglichkeit, dem Rechnung zu tragen sowie zum Einhalten der formulierten Klimaschutzziele der Bundesregierung¹ beizutragen, bietet der Einsatz supraleitender Betriebsmittel. Deren Vorteil liegt hauptsächlich in geringeren Verlusten sowie deutlich höherer Übertragungsleistung bei gleicher Baugröße [Bac 2009].

Wenn, wie von Bach et al. beschrieben, ganze Teilnetze supraleitend ausgeführt werden sollen, schließt das auch Schaltanlagen und Schaltgeräte mit ein. Übergänge vom Kalt- in den Warmbereich an Netzknotenpunkten würden die Betriebsverluste sonst auf unwirtschaftliche Werte erhöhen. Während die Tauglichkeit supraleitender Kabel bereits in vielen Pilotprojekten unter Beweis gestellt wurde und supraleitende Strombegrenzer sogar schon kommerziell verfügbar sind, hat im Bereich der Transformatoren und Schaltgeräte bisher nahezu keine Entwicklung stattgefunden [Bac 2009].

¹Reduzierung der Treibhausgasemission bis zum Jahr 2020 um 40 Prozent gegenüber dem Jahr 1990 [Bun 2014].

Supraleitende elektrische Betriebsmittel bauen aus Gründen der Wirtschaftlichkeit auf Hochtemperatursupraleitern (HTS) auf. Die Kühlung erfolgt mit flüssigem Stickstoff, dessen Siedetemperatur bei etwa 77 K liegt [Bac 2009] [Buc 2004] [Hay 2011]. Es stellt sich nun zunächst die Frage, welche Schalt- und Schalterprinzipien für das Schalten bei 77 K Umgebungstemperatur überhaupt in Frage kommen.

In der Hoch- und Höchstspannungstechnik dominieren heute mit Schwefelhexafluorid (SF_6) gefüllte Druckgasschalter. SF_6 wird darin sowohl als Isolier- als auch als Löschmedium genutzt [Küc 2009]. Für eine Anwendung bei 77 K Betriebstemperatur scheidet SF_6 jedoch von vornherein aus, da seine Kondensationstemperatur selbst bei einem Druck von nur 1013 mbar bei $-63,8^\circ\text{C}$ (209,35 K) liegt [Hay 2011], bei höheren Betriebsdrücken noch höher [Küc 2009]. Bei 77 K ist SF_6 daher in keinem Fall mehr gasförmig.

Aus ähnlichen Gründen verbieten sich Ölschalter oder ölarme Schalter. Die Temperatur von 77 K liegt unterhalb des Pourpoint² eines jeden Isolieröles (typischerweise im Bereich -50 bis -60°C , z. B. [Lan 1985]).

Halbleiterschalter, die hauptsächlich aufgrund hoher Durchlassverluste in Mittelspannungsnetzen noch nicht eingesetzt werden [Mey 2004] [Mey 2006], sind ebenfalls im Allgemeinen bei solch tiefen Temperaturen nicht zu betreiben. Ursache ist die unzureichende thermische Aktivierung der Dotierstoffe (unvollständige Ionisation der Störstellen) bei Temperaturen unterhalb von 100 K. Dieses Phänomen ist als „carrier freeze out“ oder kurz „freeze out“ bekannt [Cre 2012] [Pie 1996]. So haben beispielsweise Misiakos et al. die intrinsische Ladungsträgerdichte von Silizium in Abhängigkeit der Temperatur untersucht. Sie beträgt bei 300 K etwa $9,7 \cdot 10^9 \text{ cm}^{-3}$. Bei einer Temperatur von 77,8 K beträgt sie allerdings nur noch $5,0 \cdot 10^{-20} \text{ cm}^{-3}$ [Mis 1993], was den genannten Effekt sehr deutlich zeigt.

Der in der Mittelspannung heute mit Abstand am häufigsten eingesetzte Schalter ist der Vakuumschalter. Dies verdankt er Eigenschaften wie hoher Zuverlässigkeit, Wartungsarmut und Eignung für praktisch alle Schaltaufgaben [Lip 2003] [Sla 2008]. Seine Besonderheit ist, dass er kein Isolier- und Löschmedium verwendet. Er erscheint damit als das prädestinierte Schaltgerät bei HTS-Temperaturen. Weniger

²Als Pourpoint bezeichnet man die Temperatur, bei der ein flüssiges Produkt beim Abkühlen gerade noch fließt [Fes 2002].

das Schaltprinzip als solches als praktische Ausführungsdetails (z. B. Wahl der Kontaktmaterialien) oder Ausführungsprobleme (z. B. Materialversprödung) entscheiden über die Verwendbarkeit in der geplanten Anwendung. Diese Aspekte betreffen praktisch ausschließlich die Vakuumschaltröhre, den Hauptbestandteil des Vakuumschalters. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich demnach nicht mit den weiteren Komponenten wie Antrieb oder Steuerung. Die Vakuumschaltröhre würde im Extremfall direkt mit flüssigem Stickstoff in Kontakt kommen, weshalb alle Prüfungen direkt in flüssigem Stickstoff durchgeführt werden.

Als ein möglicherweise gravierender Nachteil ist zu nennen, dass der ohmsche Widerstand einer geschlossenen Vakuumschaltröhre typischerweise im Bereich von $10\ \mu\Omega$ liegt [Lip 2003]. Das resultiert bei dem sehr hohen beabsichtigten Betriebsstrom von bis zu 5000 A, der eine der Attraktivitäten eines HTS-Betriebsmittels oder HTS-Teilnetzes darstellt, in einem dauernden Leistungsumsatz von 250 W. Bei einem realistisch angenommenen Kühlleistungswirkungsgrad von 10 bis 20 % sind somit dauernd bis zu 2,5 kW Kühlleistung je Schalterpol aufzubringen, was kaum akzeptabel wäre. Es ist also eines der Projektziele, den Widerstand eines (beliebigen) Schalters zu analysieren und bei Bedarf zu reduzieren [Bac 2009].

Grundsätzlich werden an Schalter in einem supraleitenden Netz die gleichen Anforderungen gestellt wie in herkömmlichen Netzen. Im Falle eines Leistungsschalters sind dies in erster Linie die Unterbrechung von Betriebs- und Kurzschlussströmen sowie die Isolation der wiederkehrenden Spannung³. Es existieren noch weitere Schaltertypen wie zum Beispiel Trenn- oder Erdungsschalter, an die schwächere Anforderungen gestellt werden, weshalb hier nicht näher darauf eingegangen wird [Küc 2009]. Eine der wenigen negativen Eigenschaften von Vakuumschaltern ist der sogenannte Stromabriss⁴. Hierzu kommt es, wenn der letzte Kathodenfußpunkt (auch Kathodenfleck genannt) kurz vor dem natürlichen Nulldurchgang nicht mehr ausreichend mit Energie versorgt wird und verlischt. Die Höhe des Abreißstromes hängt sehr stark von den Eigenschaften der Kontaktwerkstoffe sowie denen des gesamten elektrischen Kreises ab. Durch die Steilheit des Stromes beim Abriss kann es zu hohen Überspannungen kommen, die angeschlossene Betriebsmittel beschädigen können [Lip 2003] [Sla 2008]. Folglich muss der Einfluss der niedrigen Temperatur sowie der angeschlossenen supraleitenden Kabel, die eine relativ hohe Kapazität von 2 bis

³Englisch: Transient Recovery Voltage (TRV)

⁴Englisch: Current Chopping

$4\text{ }\mu\text{F km}^{-1}$ haben [Bac 2009], untersucht werden.

Wird eine Vakuumschaltröhre direkt in flüssigem Stickstoff betrieben, so ändert sich zwangsläufig auch die äußere Isolation. Diese muss nach wie vor den in IEC 62271-1 vorgegebenen Grenzen für die Bemessungs-Stehwechselspannung sowie die Bemessungs-Stehblitzstoßspannung genügen [IEC 2007]. Inwiefern sich die innere Spannungsfestigkeit der Vakuumschaltröhren ändert, wird ebenfalls untersucht. Für sehr kleine Kontaktabstände sind Unterschiede aufgrund der Temperatur bereits aus der Literatur bekannt [Kir 1983] [Maz 1981] [Sch 1979].

1.1 Aufbau der Arbeit

Um die Tauglichkeit der Vakuumschalttechnik in flüssigem Stickstoff bewerten zu können, werden in dieser Arbeit die Aspekte *Mechanik*, *elektrischer Widerstand*, *Dielektrik*, *Abreißstrom* und *Kurzschlussstrom* ausführlich beleuchtet. Ein Überblick kann Kapitel 3 entnommen werden.

Da diese Aspekte unabhängig von einander betrachtet werden können, werden die hierzu erforderlichen Grundlagen erst in den jeweiligen Kapiteln dargelegt. Allgemeine Informationen, die zum Verständnis und zur Einordnung der gesamten Arbeit notwendig sind, werden dagegen bereits im folgenden Kapitel behandelt.

2 Grundlagen und Stand des Wissens

Im Rahmen dieses Kapitels sollen zunächst die Einsatzmöglichkeiten supraleitender Betriebsmittel erläutert werden. Dabei wird der Stand des Wissens wiedergegeben und insbesondere auf die Notwendigkeit der Integration von Schaltgeräten hingewiesen. Anschließend werden die Grundlagen der für den Einsatz in flüssigem Stickstoff am ehesten geeigneten Vakuumschalttechnik erläutert.

2.1 Einsatzmöglichkeiten supraleitender Betriebsmittel

Erst durch die Entdeckung der Hochtemperatur-Supraleitung im Jahre 1986 durch Johannes Georg Bednorz und Karl Alexander Müller wurde die Supraleitung für den Bereich der Energieversorgung interessant. So wurden in den folgenden Jahren Hochtemperatur-Supraleiter auf Kupferoxidbasis entwickelt, die Sprungtemperaturen von mehr als 90 K haben und demnach oberhalb der Siedetemperatur von flüssigem Stickstoff liegen. Erst durch die Möglichkeit der Kühlung mit flüssigem Stickstoff anstatt des teureren flüssigen Heliums kommen Supraleiter für großtechnische Anwendungen in Frage [Buc 2004]. Generell verspricht man sich von der Supraleitung erhöhte Wirkungsgrade, geringere Größe und reduziertes Gewicht im Vergleich zu herkömmlichen Technologien. Zusätzlich kann sie zu einer verbesserten Versorgungsqualität sowie zu erhöhter Systemzuverlässigkeit beitragen. Dabei kann ein erhöhter Wirkungsgrad direkt mit einer Reduzierung des Kohlendioxid-(CO₂-)Ausstoßes gleichgesetzt werden [Bac 2009] [Has 2004].

2.1.1 Aufbau von Energieversorgungsnetzen

Die klassische elektrische Energieversorgung lässt sich grundsätzlich in die Bereiche Erzeugung, Übertragung und Verteilung einteilen. In Europa kommen hierfür hauptsächlich Dreileiter-Drehstromsysteme mit einer Frequenz von 50 Hz zum Einsatz. Bei Bahnen sind aber beispielsweise auch Einphasen-Wechselstrom oder Gleichstrom anzutreffen. Während sich der Bereich der Erzeugung üblicherweise auf die Kraftwerke beschränkt, beginnt nach den kraftwerkseigenen Maschinentransformatoren der Bereich der Übertragung. In Deutschland dienen dazu hauptsächlich das 380-kV- und das 220-kV-Netz. Das 110-kV-Netz kann in Abhängigkeit der Netztopologie zum Übertragungs- oder auch schon zum Verteilungsnetz gezählt werden. Letzteres umfasst typischerweise die Mittelspannungsnetze mit Nennspannungen von 10 bis 30 kV. Der Mittelspannungsebene wiederum ist das Niederspannungsnetz untergelagert, an das hauptsächlich private Verbraucher angeschlossen sind. Mit zunehmendem Anteil regenerativer Energien sind Veränderungen im Bereich der Verteilungsnetze zu erwarten. So wird sich beispielsweise der Lastfluss nicht mehr ausschließlich vertikal von den hohen in die niedrigen Spannungsebenen ergeben bzw. monodirektional zu den Verbrauchern, sondern je nach Einspeisung auch in die entgegengesetzte Richtung, wie Abbildung 2.1 veranschaulicht (bidirektionaler Lastfluss). Für diese Anforderung sind traditionelle Verteilungsnetze bezüglich Leiterquerschnitt und Schutztechnik nicht ausgelegt [Cra 2007] [Hap 1978] [Sch 2012] [Wie 2010].

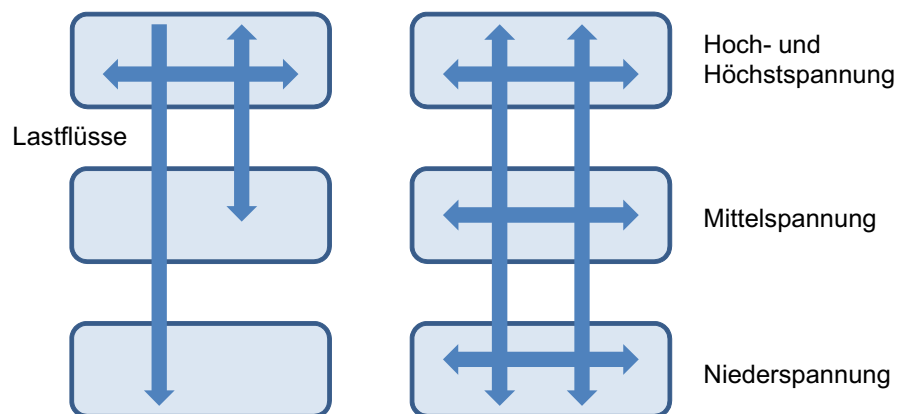


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung der Lastflüsse in einem Energieversorgungsnetz bei zentraler (links) und dezentraler Energieerzeugung (rechts); Diagramm nach Wieschel et al. [Wie 2010]

Die Einsatzmöglichkeiten supraleitender Betriebsmittel sind nahezu ausschließlich

im Bereich der Verteilungsnetze und dabei hauptsächlich in Ballungsgebieten zu finden. Dies liegt vor allem daran, dass in diesen die höchsten Lastdichten anzutreffen sind [Bac 2009] [Hap 1978]. Neben den bereits angesprochenen erwarteten Veränderungen im Bereich der Einspeisung sind weitere Aspekte zu nennen, die Veränderungen in den Verteilungsnetzen notwendig machen. Hierzu zählen unter anderem Lastveränderungen beispielsweise aufgrund eines verstärkten Ausbaues der Elektromobilität⁵. Hinzu kommt, dass große Teile der bestehenden Netze in den 1960er und 1970er Jahren von Freileitung auf Kabel umgerüstet wurden. Hieraus ergibt sich eine Betriebsdauer von inzwischen 40 bis 50 Jahren mit den daraus resultierenden Herausforderungen bezüglich der Instandhaltung [Bac 2009].

2.1.2 Supraleitende Betriebsmittel

Zu den Anwendungen der elektrischen Energieversorgung, in denen supraleitende Betriebsmittel zum Einsatz kommen können, zählen bisher hauptsächlich Kabel und Strombegrenzer, die inzwischen sogar kommerziell verfügbar sind. Die Vorteile konnten im Rahmen mehrerer Pilotprojekte bereits unterstrichen werden [Cig 2004] [Cig 2006] [Cig 2010] [Lin 2005] [Has 2004]. Im Folgenden soll kurz auf den Aufbau sowie die Eigenschaften dieser supraleitenden Betriebsmittel eingegangen werden.

Zu den bekanntesten Materialien für Hochtemperatur-Supraleiter im Bereich der Energietechnik zählen heute $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_{10}$, kurz „Bi2223“ oder „BSCCO“ genannt, und $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_7$, auch „Y123“ oder „YBCO“ genannt [Buc 2004]. BSCCO wird als Supraleitermaterial erster Generation bezeichnet und unterscheidet sich im Aufbau grundlegend von YBCO, dem Material zweiter Generation. Während BSCCO-Bänder aus einer Silbermatrix bestehen, in die die supraleitenden Filamente eingebettet sind, wird bei YBCO-Bändern die supraleitende Schicht auf ein metallisches Substrat aufgebracht [Cig 2010]. Für detailliertere Informationen zum Aufbau und zur Herstellung von Supraleitern sei an dieser Stelle lediglich auf weiterführende Literatur verwiesen [Buc 2004] [Hul 2004] [Kel 2001] [Lin 2005] [Sca 2004].

Supraleitende Kabel werden hauptsächlich seit Ende der 1990er Jahre entwickelt. Im Aufbau lassen sie sich grundsätzlich in warmes Dielektrikum und kaltes Dielektrikum

⁵Ziel der Bundesregierung: Eine Million Elektroautos bis 2020 und sechs Millionen Elektroautos bis 2030 [Bun 2014].

unterteilen. Während im ersten Fall nur der Innenleiter gekühlt wird, sind bei kaltem Dielektrikum auch Isolation und Schirm gekühlt. Dieser Aufbau wird bevorzugt verwendet, da die Verluste geringer und kompaktere Aufbauten möglich sind. Während bei niedrigen Spannungen alle drei Phasen konzentrisch in einem Kryostaten angeordnet werden können, ist bei Kabeln für den Hochspannungsbereich je eine Phase pro Kryostat angeordnet. Als Vorteile supraleitender Kabel im Vergleich zu herkömmlichen Kupferkabeln sind zunächst die niedrigere Impedanz und die höhere Stromtragfähigkeit bei gleicher Spannung und gleichem Kabelquerschnitt zu nennen. Hierdurch können Leistungen übertragen werden, die bei konventionellen Kabeln höhere Spannungen erfordern, wodurch der Isolationsaufwand steigt. Aufgrund der thermischen Isolation ist zudem eine Erwärmung der Umgebung ausgeschlossen. Zukünftige Herausforderungen sind die Entwicklung längerer Kabel mit noch höheren Betriebsströmen bis 5 kA. Durch die Verwendung von Supraleitern der zweiten Generation und deren Großserienfertigung sollen zudem die Investitionskosten verringert werden [Bac 2009] [Cig 2010]. Für eine Übersicht aktueller und vergangener Kabelprojekte und deren Betriebserfahrungen sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Bac 2009] [Cig 2010] [Dem 2007] [Mag 2007] [Web 2007] [Xin 2005].

Eine möglichst hohe Kurzschlussleistung trägt zur Steigerung der Spannungsqualität in Energieversorgungsnetzen bei, hat allerdings hohe Kurzschlussströme zur Folge. Um diese zu begrenzen und sicher abzuschalten, werden zum Beispiel an Sammelschienenkupplungen Kurzschlussstrombegrenzer eingesetzt. Bisher kommen lediglich pyrotechnische Strombegrenzer (I_S -Begrenzer®) in nennenswerter Stückzahl zum Einsatz. Sie sind allerdings nur für einmaliges Ansprechen ausgelegt und müssen danach ausgetauscht werden [Sch 2012] [Kle 2005] [Gru 2007]. Die zunehmende Einspeisung dezentraler Erzeugungsanlagen trägt zusätzlich zur Kurzschlussleistung bei. Größere Erzeugungsanlagen können deshalb häufig nicht direkt ins Mittelspannungsnetz einspeisen, um die zulässige maximale Kurzschlussleistung nicht zu überschreiten. Hier könnten Strombegrenzer in Zukunft vermehrt eingesetzt werden. Supraleitende Strombegrenzer⁶ haben im Normalbetrieb eine vernachlässigbare Impedanz und gehen im Falle eines Kurzschlusses vom supraleitenden in den normalleitenden Zustand über. Im Vergleich zu I_S -Begrenzern® sind sie eigensicher und nach kurzer Zeit wieder einsatzbereit [Kle 2005]. Man unterscheidet zwischen induktiven und resistiven supraleitenden Strombegrenzern, wie sie in Abbildung 2.2

⁶Englisch: Superconducting Fault Current Limiter (SCFCL) [Cig 2010].

schematisch dargestellt sind [Sch 2012].

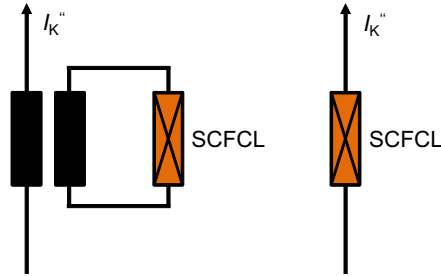


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung eines induktiven supraleitenden Strombegrenzers (links) und eines resistiven supraleitenden Strombegrenzers (rechts); Abbildung nach Schwab [Sch 2012]

Induktive Strombegrenzer sind aufwendiger und können zudem Spannungshaltung und Netzstabilität beeinflussen. Resistive Strombegrenzer sind aufgrund des einfachen Aufbaues und ihres ohmschen Verhaltens besser für einen Einsatz in der elektrischen Energieversorgung geeignet [Sch 2009]. Aus thermischen Gründen kann der Kurzschlussstrom nicht beliebig lange begrenzt werden. In Reihe zum Strombegrenzer ist deshalb auch immer ein Leistungsschalter notwendig [Kle 2005]. Für eine Übersicht aktueller und vergangener Strombegrenzerprojekte und deren Betriebserfahrungen sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Bac 2009] [Cig 2010] [Cig 2012] [Noe 2008] [Sch 2009].

Völlig ungeklärt ist dagegen noch die Schalttechnik bei HTS-Temperaturen. Diese dient neben dem Unterbrechen von Strömen im Fehlerfall auch der Netzkonfiguration. Forschungsbedarf wird deshalb von Bach et al. explizit genannt [Bac 2009]. Aus der Literatur sind vielfältige Informationen über das Schalten mit Hilfe der Hochtemperatur-Supraleitung bekannt (etwa in Form von HTS-Strombegrenzern [Kra 2003] [Lin 1993] oder als Schalter in der Beschleunigertechnik zum Betreiben und sicheren Schalten von supraleitenden Magneten [Bal 2008] [Dor 1995] [Mar 2009]). Hier wird jedoch unter dem englischen Begriff „switching“ in der Regel das Quenchen der Supraleiter verstanden, also der Übergang vom supraleitenden in den normalleitenden Zustand. Hiermit ist eine Erhöhung des Widerstandes verbunden, die allerdings nicht zu einer Unterbrechung sondern lediglich zu einer Begrenzung des Stromes führt, z. B. [Bal 2008] [Kra 2003] [Mar 2009] [Mee 2005]. Über das konventionelle Schalten in einer Flüssigstickstoff-Umgebung liegen bisher jedoch keine Erkenntnisse vor. Laut Bach et al. müssen Schalter in diesem Anwendungsbereich

zwar möglicherweise keine (nennenswerten) Kurzschlussströme unterbrechen können, da im Regelfall von „Kurzschlussfreiheit“ ausgegangen werden kann, sie müssen jedoch sicher Betriebsströme ein- und ausschalten können und offene Trennstrecken (nicht nur hochohmige Unterbrechungen) zur Verfügung stellen. Es kann allerdings nicht ausgeschlossen werden, dass die Option „Kurzschlussfreiheit“ nicht immer zutrifft und somit auch Kurzschlussstromunterbrechung eine mögliche Anforderung ist [Bac 2009].

2.1.3 Denkbare Szenarien

Wie bereits angesprochen, sind supraleitende Betriebsmittel dort sinnvoll, wo mit hohen Lastflüssen zu rechnen ist. Bei stark schwankender Einspeisung aus dezentralen Erzeugungsanlagen kommt es zudem zu keiner Abweichung vom zulässigen Spannungsband, da der Spannungsfall entlang supraleitender Kabel vernachlässigbar ist [Bac 2009].

Um einen Vergleich zwischen herkömmlichen und supraleitenden Betriebsmitteln vornehmen zu können, werden von Bach et al. unterschiedliche Szenarien betrachtet [Bac 2009]. Eine Übersicht kann Abbildung 2.3 entnommen werden.

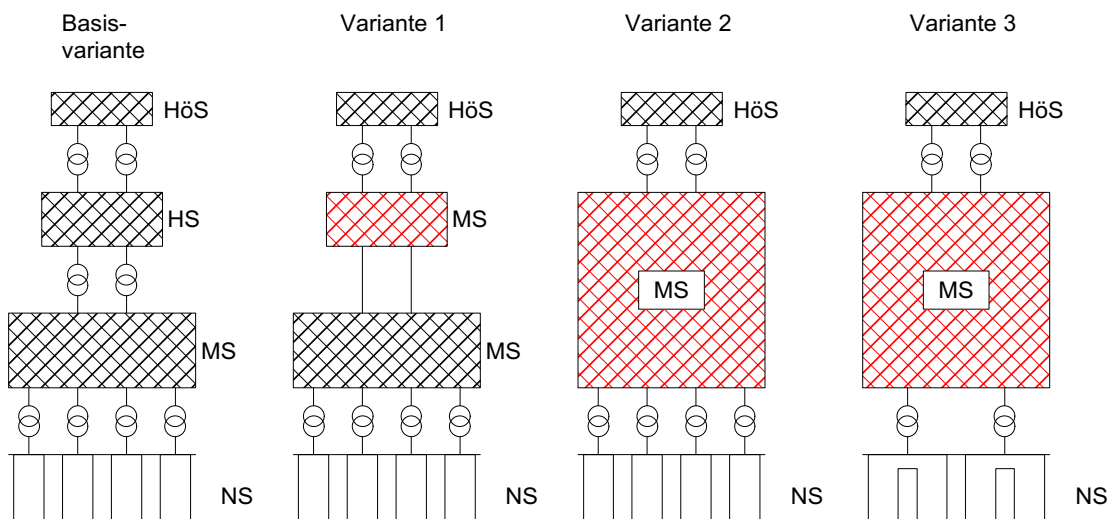


Abbildung 2.3: Übersicht über denkbare Verteilungsnetzzenarien mit supraleitenden Betriebsmitteln (dargestellt in rot); Abbildung nach Bach et al. [Bac 2009]

Als Basisvariante dient ein Verteilungsnetz mit herkömmlichen Betriebsmitteln, das in Höchstspannung (HöS), Hochspannung (HS), Mittelspannung (MS) und Niederspannung (NS) unterteilt ist. Zum Vergleich dient eine Variante, bei der das Hochspannungsnetz (110 kV) durch ein supraleitendes Mittelspannungsnetz (30 kV) ersetzt wird. Es ist dem konventionellen Mittelspannungsnetz überlagert (Variante 1). Bei Variante 2 und 3 wird auch das konventionelle Mittelspannungsnetz durch supraleitende Komponenten ersetzt. Diese beiden Varianten unterscheiden sich lediglich in der Ausdehnung der Niederspannungsnetze. Bei Variante 3 macht man sich hierbei den positiven Einfluss der supraleitenden Betriebsmittel auf die Spannungshaltung zu Nutze. Unter Berücksichtigung von Investitions-, Betriebs- und Verlustkosten kommen Bach et al. zu dem Ergebnis, dass supraleitende Betriebsmittel in zehn bis zwanzig Jahren in Bezug auf die Wirtschaftlichkeit mit konventionellen Betriebsmitteln vergleichbar sind. Hierbei schneidet Variante 1 am günstigsten ab. Die bereits genannten Vorteile kommen hier am besten zum Tragen. Dies setzt allerdings voraus, „dass innovative Netzkonzepte realisiert werden, welche die Vorteile der HTS-Technologie gezielt nutzen“ [Bac 2009].

Bei den hier dargestellten Szenarien werden ganze Abschnitte des Verteilungsnetzes supraleitend ausgeführt, wie es zukünftig denkbar ist. In aktuellen Projekten wird jedoch ausschließlich die Tauglichkeit einzelner Betriebsmittel bzw. die Kombination einzelner Betriebsmittel untersucht. An dieser Stelle sei das Projekt „AmpaCity“ genannt, bei dem erstmals in einem Ballungsgebiet (Innenstadt von Essen/Nordrhein-Westfalen) ein supraleitendes Kabel mit einer Länge von 1 km in Kombination mit einem supraleitenden Strombegrenzer installiert wurde [Ste 2013] [Ste 2014]. Auf Pilotprojekte einzelner supraleitender Kabel und Strombegrenzer wurde bereits in Kapitel 2.1.2 hingewiesen.

Die von Bach et al. beschriebenen Szenarien umfassen neben Kabeln, Strombegrenzern und der Schutztechnik auch die notwendigen Schaltfelder in supraleitender Ausführung. In Abbildung 2.4 ist eine Variante in Anlehnung an Szenario 1 (Ersetzen des 110-kV-Netzes durch supraleitende Mittelspannungsebene) inklusive notwendiger Schaltfelder dargestellt [Bac 2009].

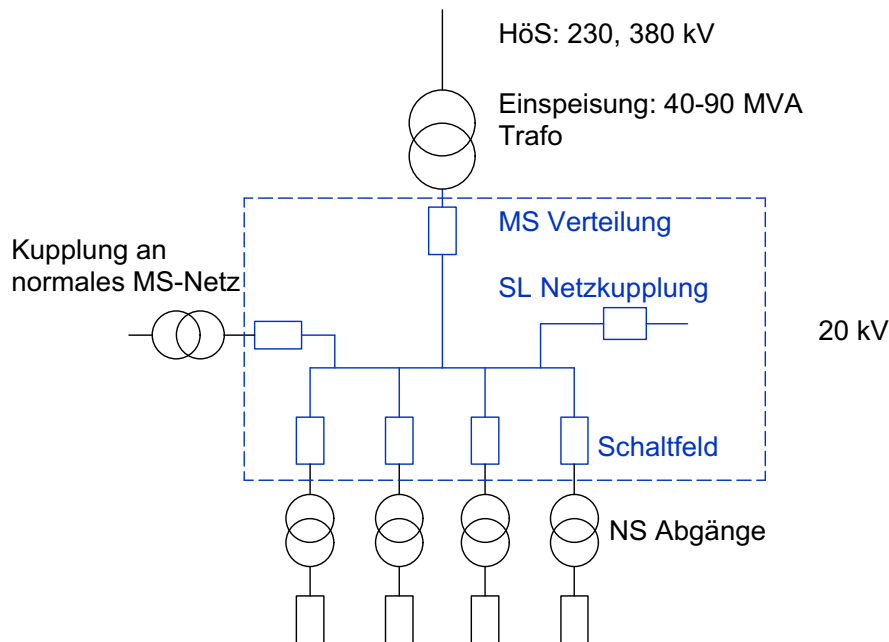


Abbildung 2.4: Verteilungsnetzzenario mit supraleitender Mittelspannungsebene (dargestellt in blau) inklusive der notwendigen Schaltfelder; Abbildung nach Bach et al. [Bac 2009]

2.2 Vakuumschalttechnik

Das Verbinden und Trennen von Freileitungen und Kabeln erfolgt in Schaltanlagen. Je nach Spannungsebene, Anzahl benötigter Schaltfelder und räumlichen Gegebenheiten sind unterschiedliche Ausführungen verbreitet. Im Mittelspannungsbereich sind dies üblicherweise Innenraumschaltanlagen in Zellenbauweise. In einem Teilraum der Zelle befindet sich der Leistungsschalter, üblicherweise in dreipoliger Ausführung. Leistungsschalter weisen das breiteste Aufgabenspektrum auf und können im Unterschied zu Lastschaltern auch Kurzschlussströme unterbrechen [Heu 2013].

Im Mittelspannungsbereich kamen in der Bundesrepublik Deutschland bis in die 1970er Jahre hauptsächlich ölarme Schalter zum Einsatz. Diese wurden seitdem in erster Linie durch Vakuumschalter ersetzt, die heute einen Anteil von über 80 % haben [Heu 2013]. Vakuumschalter können aufgrund ihrer hohen Spannungsfestigkeit bei kleinen Kontaktabständen sehr kompakt aufgebaut werden. Sie sind zudem wartungsarm und erlauben eine große Anzahl an Schaltspielen [Lip 2003]. Die gängigsten am Markt vertretenen Bauformen von Vakuumschaltern werden im folgenden Ab-

schnitt genannt. Der eigentliche Schaltvorgang des Vakuumschalters findet in den Vakuumschaltröhren (oder kurz Schaltröhren) statt, die in Kapitel 2.2.2 näher beschrieben werden.

2.2.1 Aufbau von Vakuumschaltern und zu beherrschende Schaltfälle

Vakuumschalter gibt es in unterschiedlichen Bauformen, die in der Regel dreipolig ausgeführt sind. Die gängigsten Formen sind Schütze, Lastschalter und Leistungsschalter [Mül 2003]. Welcher Typ eingesetzt wird, richtet sich nach den jeweiligen Anforderungen. Im Folgenden werden die Bauformen sowie die beherrschten Schaltfälle näher beschrieben.

Schütze

Schütze kommen bei einer hohen Anzahl zu erwartender Schaltspiele zum Einsatz, wie sie zum Beispiel beim Schalten von Drehstrommotoren auftreten. Vakuumschütze werden dabei von einem Magnet-Antrieb angetrieben, was sie vergleichsweise leise macht. Diese Antriebsform ist möglich, da die bewegten Massen klein sind und mit einer Geschwindigkeit von nur 0,3 m/s bewegt werden. Sowohl die elektrische als auch die mechanische Lebensdauer liegen in der Regel oberhalb von 10^6 Schaltspielen. Im Vergleich zu Luftschützen sind Vakuumschütze nicht nur kompakter und langlebiger, sondern können aufgrund der Kapselung auch in aggressiver sowie explosiver Umgebung eingesetzt werden [Lip 2003].

Lastschalter

Lastschalter werden zum Schalten von Strömen bis zum Bemessungs-Betriebsstrom eingesetzt. In der Regel ist es damit auch möglich, auf einen Kurzschluss einzuschalten. Unterbrechen können sie Kurzschlussströme allerdings nicht, deshalb werden sie häufig in Kombination mit Sicherungen eingesetzt. Lastschalter erlauben deutlich weniger Schaltspiele als Schütze, man geht hier von etwa zehntausend aus. Damit heben sie sich allerdings immer noch deutlich von vergleichbaren Schaltern mit Gasen wie SF_6 ab [Mül 2003].

Leistungsschalter

Leistungsschalter eignen sich für alle auftretenden Schaltfälle inklusive dem Ausschalten von Kurzschlussströmen. Im Vergleich zu Schützen verfügen sie in der Regel über einen Federspeicherantrieb und erlauben eine Anzahl von mehreren zehntausend mechanischen Schaltspielen. Die Unterbrechung des Kurzschlussstromes ist bis zu 100-Mal möglich, bevor die Schaltröhre als verschlissen gilt. Eine solche elektrische Lebensdauer wird von keinem anderen Löschrinzip erreicht. Um eine unzulässige Erhitzung der Schaltkontakte beim Unterbrechen von Kurzschlussströmen zu verhindern, werden spezielle Kontaktgeometrien eingesetzt [Lip 2003][Mül 2003], auf die im folgenden Kapitel näher eingegangen wird.

Aufgrund der universellen Einsatzmöglichkeiten von Leistungsschaltern wird in dieser Arbeit ausschließlich diese Bauform untersucht.

2.2.2 Aufbau von Vakuumschaltröhren

Vakuumschaltröhren bilden das Herzstück der Schalter und bestehen vereinfacht dargestellt aus einem evakuierten isolierenden Gehäuse, zwei Kontakten (mindestens einer davon beweglich), einem Metallfaltenbalg inklusive Schutzkappe sowie einem Metaldampfschirm [Lip 2003]. Ein solcher Aufbau ist in Abbildung 2.5 vereinfacht dargestellt.

Für das Gehäuse eignen sich Isolatoren aus Glas oder Keramik, wobei aufgrund der höheren mechanischen Festigkeit heutzutage nahezu ausschließlich Oxidkeramik (Al_2O_3) eingesetzt wird. Vakuumschaltröhren aus Keramik weisen neben hoher mechanischer Festigkeit und guten Isolationseigenschaften auch eine lineare Wärmeausdehnung auf. Die Enden der Keramik sind metallisiert, sodass sie mit den Gehäuseflanschen verlötet werden können. Damit sich auf der Innenseite der Keramik kein verdampftes Kontaktmaterial absetzen kann, wird sie durch einen Metaldampfschirm geschützt. Dieser sorgt zudem für eine homogene Verteilung des elektrischen Feldes. Metaldampfschirme werden aus sauerstofffreiem Kupfer oder Edelstahl hergestellt [Lip 2003] [Sla 2008].

Um eine Bewegung des beweglichen Kontaktes innerhalb der Durchführung zu ermöglichen und gleichzeitig die Dichtigkeit der Schaltröhre zu gewährleisten, wird

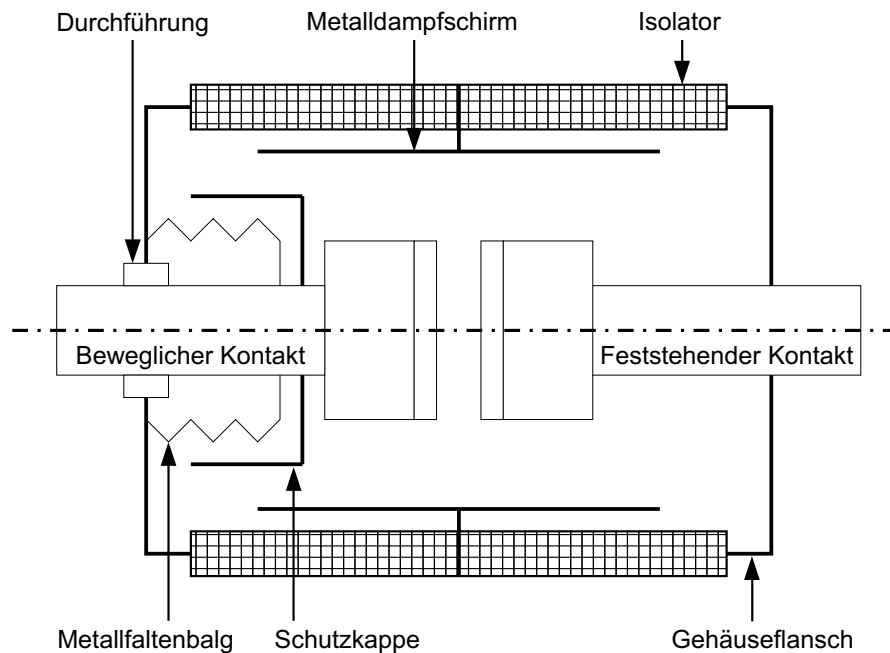


Abbildung 2.5: Stark vereinfachtes Schnittbild einer Vakuumschaltröhre

ein Metallfaltensbalg eingesetzt. Er ist aus Edelstahl gefertigt und mit dem Gehäuseflansch sowie dem beweglichen Kontakt verlötet. Aufgrund hoher Belastungen beim Schaltvorgang ist die mechanische Lebensdauer einer Schaltröhre in der Regel durch die Haltbarkeit des Metallfaltensbalges begrenzt [Sla 2008]. Eine zusätzliche Schutzkappe schützt den dünnwandigen Faltenbalg bei senkrechtem Einbau der Schaltröhre gegen herunterlaufende Kathodenflecke [Lip 2003].

2.2.3 Kontaktgeometrien und Kontaktwerkstoffe

Die Kontakte einer Schaltröhre sind die wichtigste Komponente für deren erfolgreiche Funktion. Je nach Anwendungsbereich sind unterschiedliche Bauformen und Materialien üblich. Die Bauformen lassen sich in drei Hauptgruppen unterteilen, die hier kurz beschrieben werden [Gre 1994] [Lip 2003] [Sla 2008]:

- *Platten- oder Knopfkontakt*: Dies ist die einfachste Bauform und kommt nur für das Schalten niedriger Ströme in Frage. Bei genügend großem Durchmesser bleibt der Lichtbogen diffus und es kommt somit zu keiner thermischen Überlastung. Knopfkontakte kommen aufgrund der niedrigen Ströme beispielsweise in Schützen oder Lastschaltern zur Anwendung.

- *Radialmagnetfeldkontakt (RMF-Kontakt)*⁷: Bei dieser Bauform sind beide Kontakte gegenseitig geschlitzt und erzeugen so ein radiales Magnetfeld, welches den kontrahierten Lichtbogen (Amplituden oberhalb von etwa 10 kA) auf dem Kontakt rotieren lässt. Sie können als Spiral- oder auch als Topfkontakt ausgeführt sein. Durch die Bewegung des Lichtbogens wird der Abbrand im Fußpunkt auf die gesamte Kontaktfläche verteilt.
- *Axialmagnetfeldkontakt (AMF-Kontakt)*: Aufgrund der beiden gleichsinnig geschlitzten Kontakte entsteht ein axiales Magnetfeld. Der Lichtbogen wird hierdurch auch bei hohen Strömen diffus gehalten, wodurch sich die Lichtbogenenergie im Idealfall ebenfalls über die gesamte Kontaktoberfläche verteilt. Zur Vermeidung von Wirbelströmen werden die Kontaktscheiben teilweise geschlitzt.

Die unterschiedlichen Kontaktgeometrien sind in Abbildung 2.6 prinzipiell dargestellt. Für weitere Informationen sei an dieser Stelle auf die oben genannte Literatur verwiesen.

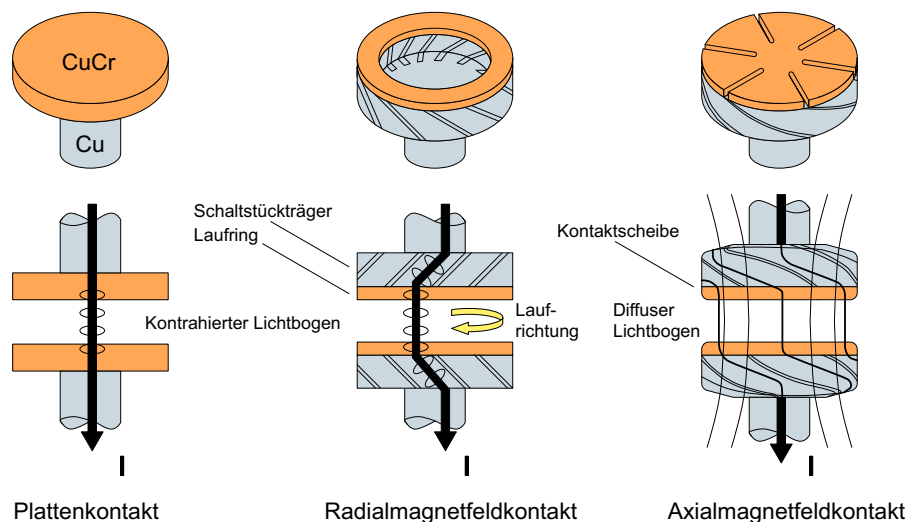


Abbildung 2.6: Übersicht der gängigsten Kontaktgeometrien in Vakuumschaltröhren, von links nach rechts: Plattenkontakt, RMF-Kontakt und AMF-Kontakt; Abbildung nach Müller [Mül 2003]

An die Werkstoffe für Schaltkontakte werden je nach Anwendungsbereich unterschiedlichste Anforderungen gestellt. Für Vakuumschütze beispielsweise zählen vor

⁷Teilweise auch als Transversalmagnetfeldkontakt (TMF-Kontakt) bezeichnet.

allem niedriger Abbrand, kleiner Abreißstrom, geringe Verschweißneigung und niedriger Fremdgasgehalt. Diese Eigenschaften lassen sich mit Materialien wie Wolfram-Kupfer (WCu) und Wolframcarbid-Silber (WCAg) realisieren. WCu hat im Vergleich zu WCAg höhere Abreißströme zur Folge, ist allerdings kostengünstiger. Für Leistungsschalter, wie sie in dieser Arbeit untersucht werden, zählen dagegen in erster Linie das Kurzschlussstrom-Ausschaltvermögen sowie eine hohe dielektrische Festigkeit. Für diese Anwendung wird nahezu ausschließlich Kupfer-Chrom (CuCr) eingesetzt. Dieses wird üblicherweise in einem Sinter-Tränkverfahren hergestellt, der gewünschte Chromgehalt kann dabei variiert werden. Laut Lippmann und Slade lassen sich die besten Ergebnisse mit einem Chromgehalt im Bereich von 25 bis 50 % erreichen. Alle genannten Materialien sind für das Führen hoher Nennströme geeignet, hierfür ist aufgrund der Leitfähigkeit ein hoher Kupferanteil von Vorteil [Lip 2003] [Sla 2008].

3 Ziele der Arbeit

Die Motivation dieser Arbeit besteht hauptsächlich darin, die Vakuumschalttechnik, die als einzige hierfür in Frage kommt, auf ihre Tauglichkeit in einer Flüssigstickstoff-Umgebung hin zu untersuchen. Nur so ist es möglich, zukünftig supraleitende Netze zu realisieren und den Anforderungen aus der Energiewende zu begegnen. Wie bereits in Kapitel 1 dargelegt wurde, kommen hierfür nur Vakuumschalter in Frage. Um die Tauglichkeit für den Einsatz in flüssigem Stickstoff zu bewerten, werden folgende Aspekte jeweils im Vergleich bei Raumtemperatur und in flüssigem Stickstoff genauer betrachtet:

- *Mechanik*: Vakuumschaltröhren bestehen aus mehreren Einzelteilen, die zudem aus unterschiedlichen Materialien gefertigt sind. In Kapitel 4 wird deshalb gezeigt, wie sich dieser bei Umgebungstemperatur bewährte Aufbau in flüssigem Stickstoff verhält. Hierzu werden zunächst anhand einer Literaturrecherche, ergänzt durch eigene Messungen, die mechanischen Kenngrößen in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. In der Folge wird die Schaltröhre sowohl statisch über einen längeren Zeitraum als auch dynamisch mechanisch in flüssigem Stickstoff belastet und anschließend begutachtet.
- *Elektrischer Widerstand*: Ein niedriger elektrischer Widerstand stellt eine der Grundvoraussetzungen für den Einsatz von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff dar. In Kapitel 5 wird deshalb der Widerstand an unterschiedlichen Schaltröhren bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff untersucht. Hierbei wird zwischen dem Bahn- und dem Kontaktübergangswiderstand unterschieden. Simulationen zur Berechnung des Bahnwiderstandes helfen, die Messergebnisse zu verifizieren. Der Einfluss von Schalthandlungen und die damit einhergehende Aufschmelzung der Kontaktoberflächen werden ebenfalls berücksichtigt. Abschließend werden Ansätze zur weiteren Optimierung geliefert.

- *Dielektrik:* In Kapitel 6 wird das dielektrische Verhalten von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff untersucht. Dabei wird zwischen der inneren und der äußeren dielektrischen Festigkeit unterschieden. Im Inneren der Röhre ändert sich die Dichte des Isoliermediums nicht, es sinkt lediglich die Temperatur der Kontakte. Untersuchungen mit Stoßspannung sollen zeigen, ob dies einen Einfluss auf die Durchschlagspannung hat. Außen ist die Röhre statt mit einem Isoliergas nun mit flüssigem Stickstoff umgeben. Auch dieser Einfluss wird hier untersucht.
- *Abreißstrom:* Basierend auf früheren Untersuchungen am Fachgebiet Hochspannungstechnik wird in Kapitel 7 das Abreißstromverhalten bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff untersucht. Hierbei werden sowohl induktive als auch resistive Lasten unterschiedlicher Größe miteinander verglichen. Neben der Höhe des Abreißstromes werden auch die Instabilitäten vor dem eigentlichen Abriss betrachtet.
- *Kurzschlussstrom:* Das Schalten von Kurzschlussströmen stellt eine besonders hohe Belastung für Vakuumschalter dar, weshalb dieser Schaltfall in Kapitel 8 genauer untersucht wird. Der Vergleich von Kurzschlussstrom-Ausschaltungen in Luft und in flüssigem Stickstoff soll Erkenntnisse über den Einfluss der Temperatur liefern.

Alle durchgeführten Arbeiten haben Grundsatzcharakter. Es ist nicht das Ziel dieses Projektes, einen fertigen Schalter für den beschriebenen Einsatzzweck zu entwickeln. Die einzelnen Untersuchungen beschränken sich deshalb ausschließlich auf Aspekte, die die Schaltröhren betreffen. Die weiteren Komponenten eines Schalters wie beispielsweise Antrieb und Ansteuerung werden bewusst ausgeklammert. Bisherige Antriebskonzepte wie der Federspeicherantrieb können nicht in einem geschlossenen Stickstoffkreislauf angewandt werden und müssten neu entwickelt werden.

Die Lichtbogenlöschung direkt in flüssigem Stickstoff ist ebenfalls nicht Bestandteil dieser Arbeit. Ähnlich den zu Beginn des 20. Jahrhunderts entwickelten Wassersaltern [Buc 1952] könnte die Verdampfung des Stickstoffes zur Kühlung des Lichtbogens genutzt werden. Hierzu ist allerdings ein abgeschlossener, zusätzlich gekühlter Druckbehälter notwendig. Eine Integration in den Kühlkreislauf ist somit nicht möglich.

Alle Untersuchungen werden an kommerziell gefertigten Vakuumschaltröhren durchgeführt. Nur so sind reproduzierbare Versuchsbedingungen und die Einhaltung des extrem hohen heutigen Industriestandards gewährleistet. Zudem kann der Aufbau im Vergleich zu Modellvakuumkammern, wie sie sonst häufig für Grundsatzuntersuchungen aufgebaut werden (z. B. [Wol 2012]), kompakt gehalten werden. Bei den verwendeten Prüflingen wird auf verschiedene Modelle zweier namhafter europäischer Hersteller zurückgegriffen.

Der Aufbau der jeweiligen Kapitel ist dabei so, dass zunächst die Grundlagen bei Umgebungstemperatur erarbeitet werden. Anschließend wird der Einfluss der Temperatur berücksichtigt und eine Theorie bezüglich der zu erwartenden Änderungen entwickelt. Diese wird in der Folge im Labor überprüft. Eine abschließende Zusammenfassung inklusive Bewertung schließt den jeweiligen Teilaspekt ab. Auf die verwendeten Prüfkreise wird in den jeweiligen Kapiteln eingegangen.

Abschließend wird eine zusammenfassende Bewertung der Einsatztauglichkeit von Vakuumschaltröhren nach dem aktuellen Stand der Technik vorgenommen. Dabei wird auch aufgezeigt, an welchen Stellen gegebenenfalls Weiterentwicklungen für den betrachteten speziellen Einsatzfall notwendig sind.

4 Mechanik

In Kapitel 2.2.2 wurde der prinzipielle Aufbau von Vakuumschaltröhren bereits erläutert. In der Folge wird nun näher auf die Materialien der einzelnen Komponenten und deren Eigenschaften bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff eingegangen. Zusätzlich werden potentielle Problemstellen aufgezeigt und es wird auf die im Labor durchgeführten Untersuchungen eingegangen.

4.1 Grundlagen

In diesem Abschnitt soll auf folgende Komponenten näher eingegangen werden: Kontaktsystem, Metallfaltenbalg, Keramik, Metaldampfschirm und Gehäuseflansch. Wie bereits in Kapitel 2.2.2 dargestellt wurde, gibt es daneben noch andere Bauteile wie die Schutzkappe über dem Faltenbalg oder die Durchführung. Für die Funktion in flüssigem Stickstoff sind diese Teile allerdings von untergeordneter Bedeutung und werden daher hier nicht näher betrachtet.

4.1.1 Kontaktsystem

Das Kontaktsystem stellt das Herzstück der Vakuumschaltröhre dar und wurde in Kapitel 2.2.3 bereits in seinen Grundzügen beschrieben. Da in dieser Arbeit ausschließlich Schaltröhren von Leistungsschaltern verwendet wurden, soll hier auch ausschließlich auf diese näher eingegangen werden. In Abbildung 4.1 ist das Kontaktsystem einer Vakuumschaltröhre stark vereinfacht dargestellt. Es besteht aus den Kontaktbolzen und den Kontaktflächen. Die Kontaktbolzen werden durch die Gehäuseflansche nach außen geführt und dort mit den Schaltröhrenträgern verschraubt. Sie bestehen aus reinem, sauerstofffreiem Kupfer. Hierdurch kann ein Ansteigen des

Innendruckes durch Ausgasen vermieden werden. Gleichzeitig hat Kupfer eine gute elektrische sowie thermische Leitfähigkeit, lässt sich gut verarbeiten und bringt die nötige mechanische Stabilität mit [Lip 2003].

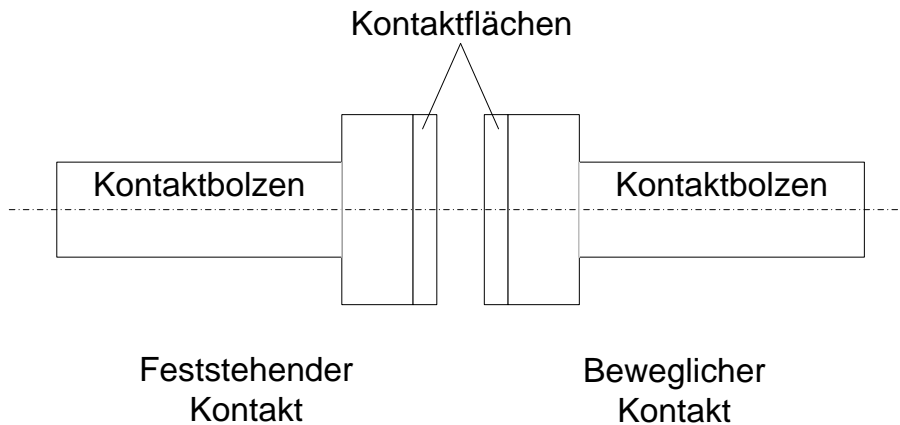


Abbildung 4.1: Stark vereinfachte Darstellung des Kontaktsystems einer Vakuumschalt-röhre

Für die Kontaktflächen wurde früher zunächst ebenfalls reines Kupfer verwendet. Hierbei zeigte sich allerdings, wie bei der Verwendung fast aller reinen Metalle, durch den Metaldampfbogen eine starke Neigung zum Verschweißen beim Einschalten hoher Ströme [Lip 2003]. Allgemein lassen sich vier Gruppen an potentiellen Kontaktmaterialien unterscheiden [Sla 1994]:

- *Reine Metalle:* Hierzu zählt neben Kupfer zum Beispiel auch Wolfram, das nicht so stark zum Verschweißen neigt, allerdings ebenfalls nicht zum Unterbrechen hoher Ströme geeignet ist [Sla 1974].
- *Kupferlegierungen:* In den 1960er Jahren wurde durch die Zugabe weniger Prozent Bismut die Legierung CuBi entwickelt. Diese ist im Vergleich zu reinem Kupfer deutlich spröder, sodass Verschweißen kein Problem mehr darstellt [Sla 1974][Sla 2008].
- *Hitzebeständiges Metall und guter Leiter:* Diese Gruppe ist vor allem zur Unterbrechung kleiner Ströme geeignet. In der Regel wird eine Sintermatrix aus Wolfram verwendet, die mit gut leitfähigen Metallen wie Kupfer oder Silber getränkt wird. Die bekanntesten Vertreter dieser Gruppe sind WCu und WCAg, die hauptsächlich in Schützen eingesetzt werden [Sla 2008].

- *Semihitzebeständiges Metall und guter Leiter*: 1970 wurde in England das erste Patent für ein Material auf Basis von Kupfer und Chrom angemeldet [Fal 2002]. CuCr setzte sich in der Folge gegen die Kupferlegierungen durch und ist inzwischen in allen Vakuumleistungsschaltern zu finden. Die Herstellung erfolgt entweder ebenfalls durch Tränken einer Matrix oder durch Fest- bzw. Flüssigphasensintern. Für detailliertere Informationen sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Gen 2002][Gen 2006][Kör 2008][Sla 2008][Vin 2002].

Im folgenden wird auf die verwendeten Materialien Kupfer sowie Kupfer-Chrom näher eingegangen. Als wichtige physikalische Eigenschaften werden die elektrische und die thermische Leitfähigkeit sowie der Elastizitätsmodul und die Härte näher betrachtet, da diese eine Temperaturabhängigkeit aufweisen. Die thermische Ausdehnung dagegen ist von untergeordneter Bedeutung, da sie durch den beweglichen Kontakt ausgeglichen wird.

Kupfer

Die wichtigsten Eigenschaften der aus Kupfer bestehenden Kontaktbolzen sind wie bereits erwähnt die elektrische sowie die thermische Leitfähigkeit. In Abbildung 4.2 ist deshalb der Verlauf des *spezifischen Widerstandes* ϱ über der Temperatur T dargestellt. Dieser entspricht dem Kehrwert der *elektrischen Leitfähigkeit* κ . Für ergänzende Zahlenwerte, auch für unterschiedliche Reinheiten, sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Mat 1979].

Der Rückgang des spezifischen Widerstandes bei einem Absenken der Temperatur des Bolzens von Umgebungstemperatur (293 K) auf die Siedetemperatur von flüssigem Stickstoff (77 K) erfolgt demnach um einen Faktor von etwa acht. Auf die Gründe hierfür wird in Kapitel 5.1 noch näher eingegangen. Gut zu sehen ist in Abbildung 4.2 der spezifische Restwiderstand ϱ_R von etwa $0,002 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ bei Temperaturen unterhalb von 10 K. Das Abfallen auf einen verbleibenden konstanten Restwiderstand unterscheidet normale elektrische Leiter von Supraleitern, sein Wert ist sehr stark von der Reinheit des Materials abhängig. Je größer die Reinheit eines Leiters, desto kleiner ist der verbleibende Restwiderstand [Her 2012].

Abbildung 4.3 zeigt zwei Verläufe der *thermischen Leitfähigkeit* λ von reinem Kupfer. In Schwarz ist der aus Messwerten erstellte Verlauf [Hay 2011] und in Rot der über

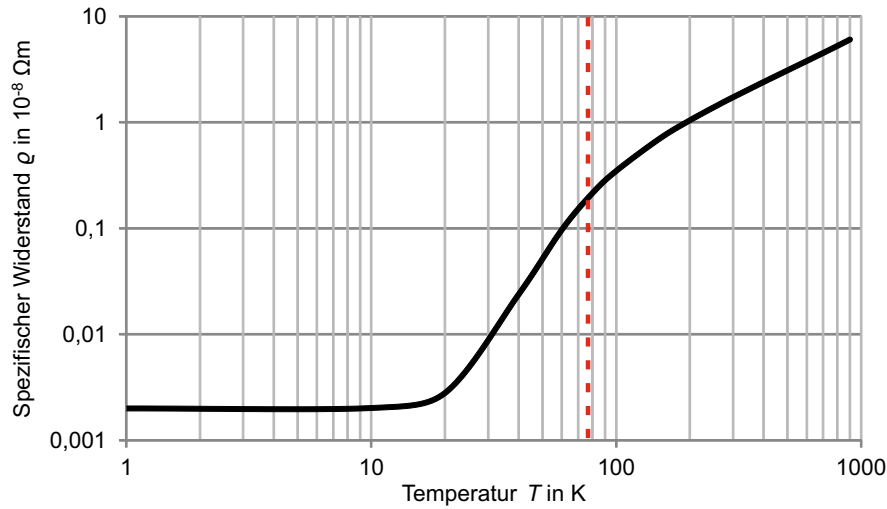


Abbildung 4.2: Verlauf des spezifischen Widerstandes ρ von reinem Kupfer über der Temperatur T ; Werte nach Haynes [Hay 2011]

das Wiedemann-Franz'sche Gesetz aus der elektrischen Leitfähigkeit κ berechnete Verlauf jeweils über der Temperatur T dargestellt. Das Gesetz lautet [Iba 2009]:

$$\lambda = LT\kappa. \quad (4.1)$$

Dabei wird L als Lorenz-Zahl bezeichnet und beträgt theoretisch $L = 2,45 \text{ V}^2/\text{K}^2$. Für reines Kupfer wurden experimentell etwas niedrigere Werte ermittelt [Hel 1976] [Iba 2009]. Bei Umgebungstemperatur erfolgt die Wärmeleitung in reinen Metallen hauptsächlich durch freie Elektronen. Gute elektrische Leiter sind deshalb auch immer gute thermische Leiter [Her 2012].

Bis zu einer Temperatur von etwa 10 K ist ein Anstieg der thermischen Leitfähigkeit zu erkennen. Ein Vergleich der beiden Verläufe zeigt, dass das Wiedemann-Franz'sche Gesetz bei tiefen Temperaturen nicht mehr anwendbar ist. Die Lorenz-Zahl weicht hier stark vom oben genannten Wert ab, da die Relaxationszeitkonstanten für die Einstellung eines Gleichgewichtes im Temperaturfeld und im elektrischen Feld nicht gleich groß sind [Hel 1976][Iba 2009]. Eine einfache Berechnung der thermischen Leitfähigkeit aus der elektrischen Leitfähigkeit ist somit für den in dieser Arbeit relevanten Temperaturbereich nur mit eingeschränkter Genauigkeit möglich.

Der *Elastizitätsmodul* (kurz E-Modul) ist ein Proportionalitätsfaktor und beschreibt

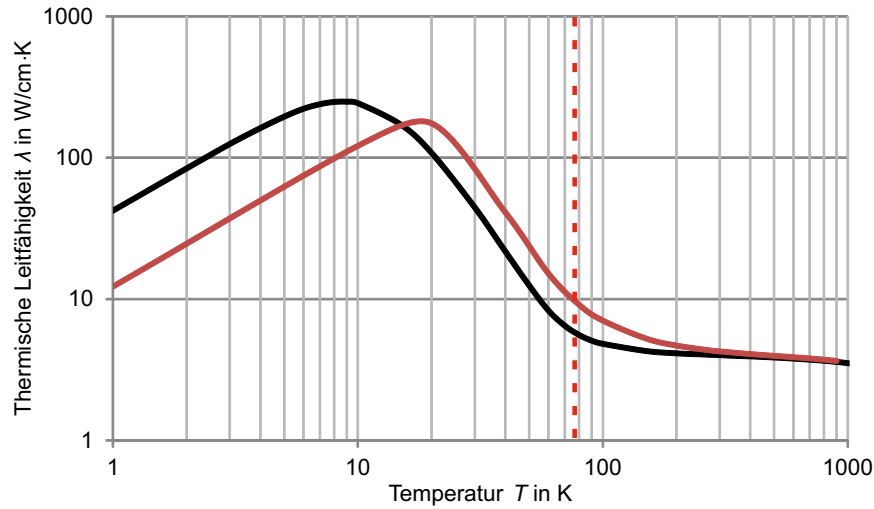


Abbildung 4.3: Verlauf der thermischen Leitfähigkeit λ von reinem Kupfer über der Temperatur T für Werte aus der Literatur (schwarz) [Hay 2011] und aus Abbildung 4.2 über das Wiedemann-Franz'sche Gesetz (Gleichung 4.1) berechnete Werte (rot)

im Allgemeinen das Verhältnis aus Normalspannungsänderung $d\sigma$ und Dehnungsänderung $d\epsilon$ [Her 2012]:

$$E_M(\sigma) = \frac{d\sigma}{d\epsilon}. \quad (4.2)$$

Das bedeutet, je größer der E-Modul, desto kleiner ist die Verformung bei gleicher Spannung. Der E-Modul kann zeitabhängig sein und gilt gleichermaßen bei den Belastungsfällen Zug und Druck. Gleichung 4.2 geht auf das Hook'sche Gesetz zurück und gilt nur im Bereich elastischer Verformung [Her 2012]. Die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls kann im relevanten Temperaturbereich folgendermaßen abgeschätzt werden:

$$E_M(T) \approx E_M(0 \text{ K}) \cdot \left(1 - 0,5 \frac{T}{T_m}\right). \quad (4.3)$$

Hierbei ist $E_M(0 \text{ K})$ der E-Modul bei einer Temperatur von 0 K und T_m entspricht der Schmelztemperatur des Materials in Kelvin. Für Kupfer ergibt sich hieraus ein Anstieg von etwa 9 %, wenn es von 293 K auf 77 K abgekühlt wird [Rös 2007]. Dies deckt sich mit Messwerten aus der Literatur, die bei Umgebungstemperatur einen E-Modul von 126 GPa und bei der Siedetemperatur von flüssigem Stickstoff einen solchen von 136 GPa nennen [Sim 1992]. Der grundsätzliche Verlauf kann Abbil-

dung 4.4 entnommen werden. Die elastische Verformung der Kontaktbolzen ist somit in flüssigem Stickstoff bei gleicher Kontaktkraft geringer.

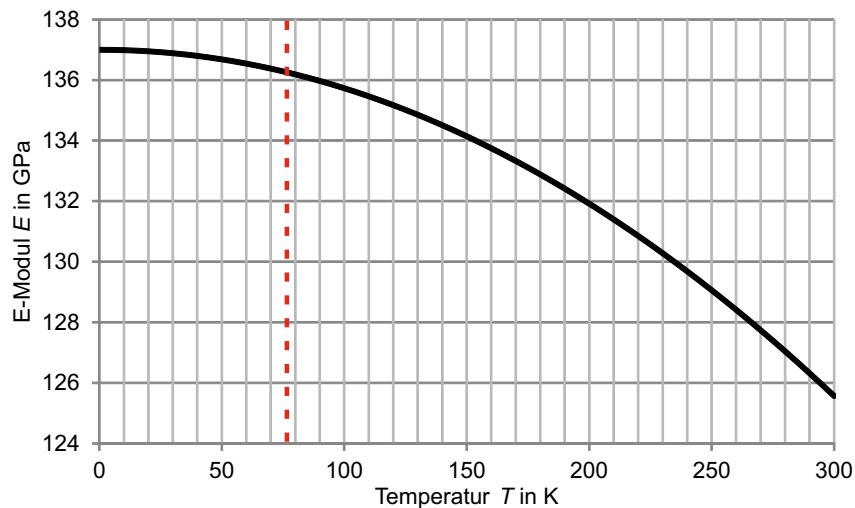


Abbildung 4.4: Verlauf des E-Moduls E von reinem Kupfer über der Temperatur T für den Bereich von 0 bis 300 K nach Simon et al. [Sim 1992]

Die *Härte* der Kontaktbolzen ist von untergeordneter Bedeutung, da sie ein Maß für den Widerstand gegen das Eindringen eines anderen Körpers und damit hier nicht relevant ist [Her 2012].

In Tabelle 4.1 sind die behandelten Eigenschaften von reinem Kupfer bei Umgebungstemperatur (293 K) und bei der Siedetemperatur von flüssigem Stickstoff (77 K) abschließend zusammengetragen.

Tabelle 4.1: Zusammenfassung der behandelten Eigenschaften von reinem Kupfer bei einer Temperatur von 293 K und bei einer Temperatur von 77 K; Änderung bei Abkühlung von 293 K auf 77 K; Zahlenwerte teilweise interpoliert

Größe und Einheit	Wert			
	293 K	77 K	Änderung	Quelle
spezifischer Widerstand in $10^{-8} \Omega\text{m}$	1,678	0,196	-88,3 %	[Hay 2011]
thermische Leitfähigkeit in $\text{W}/\text{cm} \cdot \text{K}$	4,02	5,78	+43,8 %	[Hay 2011]
E-Modul in GPa	126	136	+7,9 %	[Sim 1992]

Kupfer-Chrom

Kupfer-Chrom ist das dominierende Kontaktmaterial bei Vakuumleistungsschaltern und kommt in unterschiedlichen Zusammensetzungen zum Einsatz. Die elektrische Leitfähigkeit von Kupfer-Chrom hängt dabei stark von der Zusammensetzung und dem Herstellungsverfahren ab [Sla 2008]. Tabelle 4.2 gibt einen Überblick über Werte für die elektrische Leitfähigkeit unterschiedlicher Kupfer-Chrom-Werkstoffe. Zum Vergleich sind auch die Ausgangswerkstoffe Kupfer und Chrom mit aufgeführt.

Tabelle 4.2: Elektrische Leitfähigkeit von Kupfer-Chrom in unterschiedlichen Zusammensetzungen und aus verschiedenen Herstellungsverfahren

Herstellungsverfahren (Produktbezeichnung des Herstellers)	Zusammensetzung Cu/Cr	Elektrische Leitfähigkeit in MS/m	Quelle
Kupfer (Cu-OF)	100/0	≥ 58	[Dod 2009]
Chrom	0/100	7,9	[Pla 2015]
Flüssig- oder Festphasen- sintern	75/25 60/40 50/50	22-30 20-24 17-21	[Sla 2008]
Infiltrierte Chrommatrix	50/50	15-17	[Sla 2008]
Festphasensintern (VAKURIT)	75/25 60/40 50/50	≥ 27 ≥ 22 ≥ 16	[Dod 2009]
Festphasensintern (CC-75)	75/25	31	[Pla 2015]
(CC-70)	70/30	28	
(CC-57)	57/43	21	
Festphasensintern	75/25	30-35	[Fin 2003]

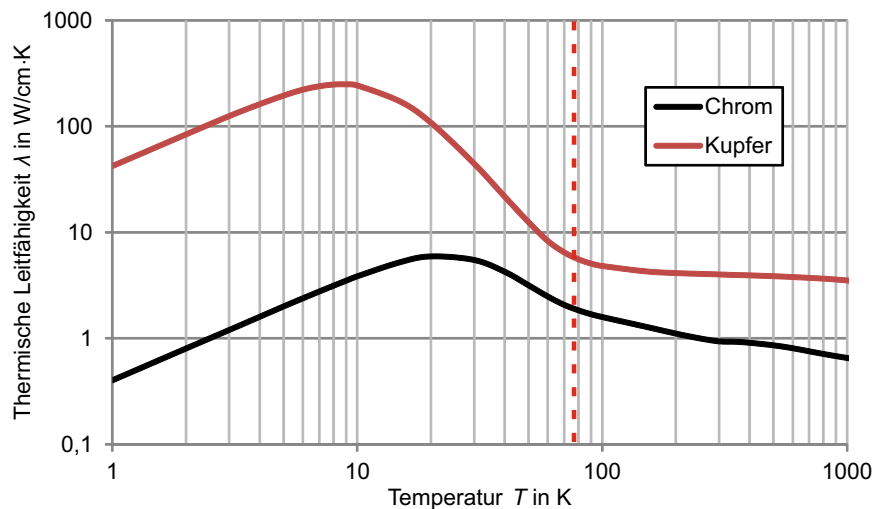
Die Werte zeigen deutlich, dass die elektrische Leitfähigkeit auch bei identischer Zusammensetzung variieren kann. Hier machen sich die Ausgangswerkstoffe sowie das genaue Herstellungsverfahren bemerkbar. Diese Informationen sind in der Regel allerdings nicht verfügbar, sodass ein direkter Vergleich schwierig ist. Um den genauen Wert der in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe zu ermitteln, wurden eigene Messungen an vorhandenen, unpräparierten Kontakten durchgeführt. Die so gewonnenen Werte können Tabelle 4.3 entnommen werden und zeigen eine relativ gute Übereinstimmung mit den in Tabelle 4.2 gezeigten Werten.

Neben der elektrischen ist auch die thermische Leitfähigkeit der Kontaktflächen von großer Bedeutung. Hierauf wird unter anderem in Kapitel 7 noch genauer eingegan-

Tabelle 4.3: Eigene Messungen zur elektrischen Leitfähigkeit von Kupfer und Kupfer-Chrom in unterschiedlichen Zusammensetzungen

Bezeichnung	Zusammensetzung Cu/Cr	Elektrische Leitfähigkeit in MS/m	Quelle
Kupfer	100/0	58,4	eigene Messung
CuCr25	75/25	33,5	
CuCr50	50/50	23,0	

gen. Für Kupfer-Chrom-Werkstoffe sind Werte zu erwarten, die zwischen denen der Einzelstoffe liegen. In Abbildung 4.5 ist deshalb neben der thermischen Leitfähigkeit von Kupfer auch die von Chrom über der Temperatur dargestellt.

Abbildung 4.5: Verlauf der thermischen Leitfähigkeit λ von reinem Kupfer (rot) und reinem Chrom (schwarz) über der Temperatur T nach Haynes [Hay 2011]

Hieraus ist zu entnehmen, dass die thermische Leitfähigkeit von Chrom deutlich schlechter ist, allerdings über der Temperatur einen ähnlichen Verlauf nimmt. In Abhängigkeit der Zusammensetzung des Kupfer-Chrom-Werkstoffes werden sich dessen Werte zwischen dem roten und dem schwarzen Verlauf befinden. Messwerte für die in kommerziellen Schaltrohren verwendeten Werkstoffe liegen für diesen Temperaturbereich jedoch nicht vor. Prinzipiell ist durch die Abkühlung ein Anstieg von etwa 50-100 % zu erwarten [Hay 2011].

Neben den Leitfähigkeiten spielt die Härte des Kontaktwerkstoffes anders als bei den Kontaktbolzen eine große Rolle, da sie den Kontaktwiderstand mitbestimmt. Dieser

Zusammenhang wird in Kapitel 5.1 noch ausführlicher erläutert. Sie wird in der Regel durch statische Eindring-Härteprüfverfahren ermittelt. Die drei wichtigsten sind die Verfahren nach Brinell (HB), Vickers (HV) und Rockwell (HR). Bei den beiden Erstgenannten wird mit Hilfe einer Kugel bzw. einer Pyramide die Oberfläche des Prüflings eingedrückt. Die Härte ergibt sich hinterher aus der aufgebrachten Kraft und den Abmessungen des Eindruckes. Beim Rockwell-Verfahren ergibt sich die Härte direkt aus der Eindringtiefe des Prüfkörpers, eine nachträgliche Messung entfällt [Her 2012]. Tabelle 4.4 gibt einen Überblick über Werte für die Härte unterschiedlicher Kupfer-Chrom-Werkstoffe. Zum Vergleich sind auch die Ausgangswerkstoffe Kupfer und Chrom mit aufgeführt.

Tabelle 4.4: Härte von Kupfer-Chrom in unterschiedlichen Zusammensetzungen und aus verschiedenen Herstellungsverfahren

Herstellungsverfahren (Produktbezeichnung des Herstellers)	Zusammensetzung Cu/Cr	Härte	Quelle
Kupfer (Cu-OF)	100/0	65-95 HV	[Dod 2009]
Chrom	0/100	180-250 HV 10	[Pla 2015]
Flüssig- oder Festphasensintern	75/25 60/40 50/50	700-1100 N/mm ² 800-1200 N/mm ² 1000-1300 N/mm ²	[Sla 2008]
Infiltrierte Chrommatrix	50/50	800-1300 N/mm ²	[Sla 2008]
Festphasensintern (VAKURIT)	75/25 60/40 50/50	> 60 HV 10 > 70 HV 10 > 80 HV 10	[Dod 2009]
Festphasensintern (CC-75) (CC-70) (CC-57)	75/25 70/30 57/43	70 HV 30 75 HV 30 85 HV 30	[Pla 2015]
Festphasensintern	75/25	76-85 HV 10	[Fin 2003]

Die zusammengestellten Werte zeigen sehr deutlich, dass auch hier kein direkter Vergleich unterschiedlicher Proben erfolgen kann. Die Härte ist zum einen sehr stark von der Zusammensetzung des Werkstoffes abhängig und zum anderen existiert kein einheitliches Verfahren zur Bestimmung. Werte zur Temperaturabhängigkeit der Härte von Kupfer-Chrom finden sich in der Literatur nicht. Für reines Kupfer ist allerdings bekannt, dass die Härte mit sinkender Temperatur prinzipiell zunimmt [Ree 1967]. Um genaue Werte für die in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe zu gewinnen, wurden Härtmessungen an CuCr50-Proben sowohl bei Umgebungstemperatur als

auch an gekühlten Proben durchgeführt. Die Prüflinge wurden hierzu auf 77 K heruntergekühlt und nach der Entnahme aus dem flüssigem Stickstoff unmittelbar der Härteprüfung unterzogen. Die Ergebnisse können Tabelle 4.5 entnommen werden⁸.

Tabelle 4.5: An der Staatlichen Materialprüfungsanstalt Darmstadt ermittelte Härte von CuCr50 bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff

Härteprüfverfahren (Bezeichnung)	Temperatur	
	77 K	293 K
Brinell (HBW 2,5/62,5) ⁹	n.v.	105,67
Rockwell (HRB) ¹⁰	66,90	63,38

Die Prüfung der gekühlten Proben wurde mit dem Rockwell-Verfahren durchgeführt, da hierbei das Ergebnis direkt ausgegeben wird. Nach DIN EN ISO 18265 sind beide Verfahren durch Anwendung eines Umrechnungsfaktors äquivalent anwendbar [DIN 2014]. Durch das Abkühlen der Probe von 293 K auf 77 K ergibt sich eine Steigerung der Härte von ungefähr 5,6 %.

4.1.2 Metallfaltenbalg

Auf die generelle Funktion des Metallfaltenbalgs wurde bereits in Kapitel 2.2.2 eingegangen. Er erlaubt die Bewegung des beweglichen Kontaktes und schließt gleichzeitig die Kammer vakuumdicht ab. Die mechanische Lebensdauer der Vakuumschaltröhre wird typischerweise durch den Faltenbalg bestimmt. Er wird in der Regel aus Edelstahl gefertigt und hat eine Materialstärke im Bereich von 150 μm [Sla 2008]. Edelstahl zeichnet sich im Vergleich zu herkömmlichem Stahl durch eine hohe Reinheit aus (besonders niedriger Gehalt an Phosphor und Schwefel) [Wei 2012]. Für Faltenbälge kommt in der Regel austenitischer, rostfreier Edelstahl der Bezeichnung X2CrNiMo17-12-2 (amerikanische Werkstoffbezeichnung: AISI 316L) zum Einsatz [Gar 2003], dessen genaue Zusammensetzung Tabelle 4.6 entnommen werden kann.

Bei niedrigen Temperaturen zeigt 316L-Edelstahl eine sehr gute strukturelle Stabilität und bewahrt weitestgehend seine Duktilität. Zudem kommt es beim Abkühlen zu keiner spontanen Martensit-Transformation. Diese führte sonst zu lokalen

⁸Vielen Dank an Herrn Fabrizio Persichella aus dem Kompetenzbereich Bauteilfestigkeit der Staatlichen Materialprüfungsanstalt Darmstadt für die Durchführung der Messungen.

⁹Härteprüfung nach Brinell mit einer Prüfkugel aus Wolframkarbidhartmetall und einem Kugeldurchmesser von 2,5 mm. Die Prüfkraft betrug 62,5 kp gemäß DIN EN ISO 6506-1 [DIN 2015a].

¹⁰Härteprüfung nach Rockwell Skala B gemäß DIN EN ISO 6508-1 [DIN 2015b].

Tabelle 4.6: Zusammensetzung von X2CrNiMo17-12-2 (316L) Edelstahl [Cer 1999]

Element	Anteil in Gewichtsprozent
Cr	16,0-18,5
Ni	11,0-14,0
C	max. 0,03
Si	max. 1,0
Mn	max. 2,0
Mo	2,0-2,5
N	max. 0,05
P	max. 0,03
S	max. 0,01
Fe	Rest

Inhomogenitäten und würde so die mechanische Belastung an diesen Stellen negativ beeinflussen [Sko 2001]. In Tabelle 4.7 sind die mechanischen Eigenschaften von 316L-Edelstahl bei 293 K und 77 K aufgeführt.

Tabelle 4.7: Mechanische Eigenschaften von 316L-Edelstahl bei 293 K und 77 K [Suz 1988]

Temperatur in K	E-Modul in GPa	Elastizitätsgrenze in MPa	Zugfestigkeit in MPa	Bruchdehnung in %
293	191	216	529	65
77	206	314	1235	49

Die dargestellten Werte zeigen, dass es zu einer leichten Reduzierung der Duktilität kommt (geringere Bruchdehnung), der Werkstoff allerdings deutlich länger elastisch bleibt (erhöhte Elastizitätsgrenze) und erst bei höheren Spannungen bricht (erhöhte Zugfestigkeit). Die elektrischen Eigenschaften des Edelstahles spielen bei der hier beschriebenen Anwendung keine Rolle und werden folglich nicht betrachtet. Ein Faltenbalg aus Edelstahl ist für den Einsatz bei Temperaturen im Bereich von 77 K folglich gut geeignet, dies zeigen auch die unterschiedlichen Einsatzfelder im Bereich der Beschleunigertechnik. Hier werden bei Kühlung mit flüssigem Helium Temperaturen bis herab zu 4 K erreicht [Cer 1999].

4.1.3 Metaldampfschirm

Der Metaldampfschirm ist ein elementarer Bestandteil der Vakuumschaltröhre und hat mehrere Aufgaben. Er schützt die Innenseite der Keramik vor Metaldampfablagerungen und dem direkten Kontakt mit dem kontrahierten Lichtbogen. Hinzu kommt, dass er die Verteilung des Potentials steuert und vergleichmäßigt. Die Befestigung kann entweder auf freiem Potential erfolgen, so wie sie auch in Abbildung 2.5 zu sehen ist, oder auf der Seite des feststehenden Kontaktes. Letztgenannte Befestigung kommt jedoch nur bei Röhren für niedrige Spannungsebenen zum Einsatz. Bei RMF-Kontakten wird der Dampfschirm in der Regel aus sauerstofffreiem Kupfer hergestellt, da dieses die entstehende Wärme sehr gut ableiten kann. Bei AMF-Kontakten kommt als Material häufig auch Edelstahl zum Einsatz [Sla 2008].

Wie bereits in Abschnitt 4.1.1 gezeigt wurde, steigt die thermische Leitfähigkeit von reinem Kupfer mit sinkender Temperatur an. Das Abführen der entstehenden Wärme im Schaltfall sollte in flüssigem Stickstoff demnach besser funktionieren. Die Steuerung des Potentials ist ohnehin unabhängig von der Temperatur. Die thermische Leitfähigkeit von Edelstahl zeigt ein anderes Verhalten und geht bei sinkender Temperatur zurück. Dies ist in Abbildung 4.6 am Beispiel von 316-Edelstahl dargestellt. Dieser unterscheidet sich von 316L lediglich durch einen etwas höheren Kohlenstoffgehalt [Ho 1977]. Da Edelstahl bevorzugt in Kombination mit AMF-Kontakten eingesetzt wird, die eine Kontraktion des Lichtbogens verhindern, ist dieser Effekt vernachlässigbar.

Da der Dampfschirm fest mit der Keramik verlötet ist, muss auch die unterschiedliche thermische Ausdehnung betrachtet werden. Hierauf wird im nächsten Abschnitt detailliert eingegangen.

4.1.4 Keramik

Das Gehäuse der Vakuumschaltröhre besteht heutzutage in der Regel aus einem oder mehreren keramischen Zylindern. Diese werden aus Aluminiumoxid und einem geringen Teil Siliziumdioxid gefertigt. Das Äußere der Keramik ist zur besseren Handhabung mit einer Glasur überzogen. Die Enden werden mit einer dünnen Schicht Nickel metallisiert, um das Verlöten mit benachbarten Teilen zu ermöglichen [Sla 2008]. Aluminiumoxid ist mit einem spezifischen Widerstand im Bereich von $10^{12} - 10^{14} \Omega\text{m}$

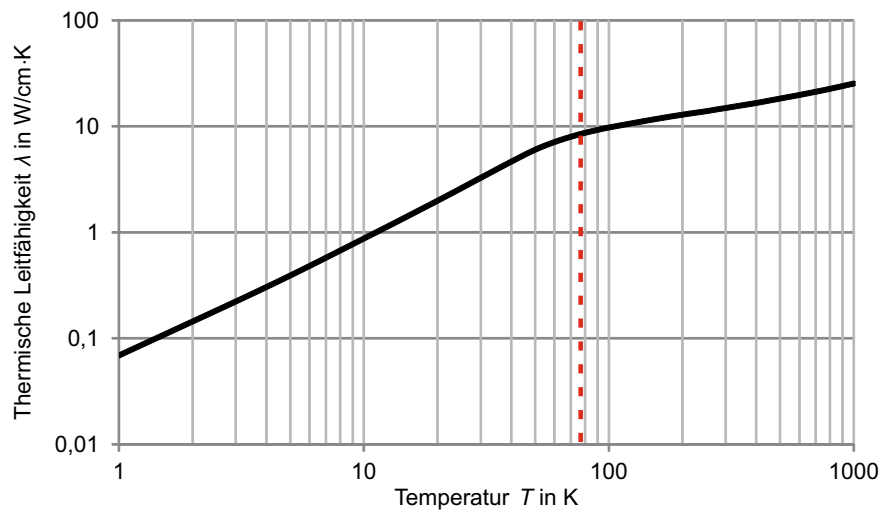


Abbildung 4.6: Verlauf der thermischen Leitfähigkeit λ von 316-Edelstahl über der Temperatur T nach Ho [Ho 1977]

ein guter Isolator. Die dielektrische Festigkeit liegt bei 15 – 25 kV/mm und die relative Permittivität liegt im Bereich von 9 – 10 [Mar 2005].

Da die Keramik, wie in Abbildung 2.5 zu sehen ist, mit den Gehäuseflanschen und dem Dampfschirm verlötet ist, können hier bei Änderung der Temperatur mechanische Spannungen auftreten. Diese könnten, vor allem bei den durch Schaltvorgänge hervorgerufenen Erschütterungen, für Beschädigungen sorgen und die Vakuumdichtheit gefährden. Dieser Aspekt soll in der Folge genauer betrachtet werden.

Zum Verständnis der thermischen Ausdehnung fester Körper ist die Betrachtung des unsymmetrischen Wechselwirkungspotentials zwischen den Atomen notwendig. Dieses ist in Abbildung 4.7 dargestellt. Bei einer gegebenen Temperatur T_1 , dargestellt in Blau, schwingen die Atome mit der Energie E_{s1} um ihre Ruhelage r_0 innerhalb der Grenzen r_i und r_a . Wird nun die Temperatur auf einen Wert T_2 erhöht, dargestellt in Rot, steigt die Schwingungsenergie auf den Wert E_{s2} . Da der Potentialverlauf nicht symmetrisch ist, sondern nach außen hin flacher wird, verschiebt sich auch der Mittelwert des atomaren Abstandes r . Der Körper dehnt sich aus. Das umgekehrte Verhalten ist bei einem Rückgang der Temperatur zu beobachten [Dem 2015].

Die Änderung der Länge l eines Stabes aufgrund der Änderung der Temperatur T

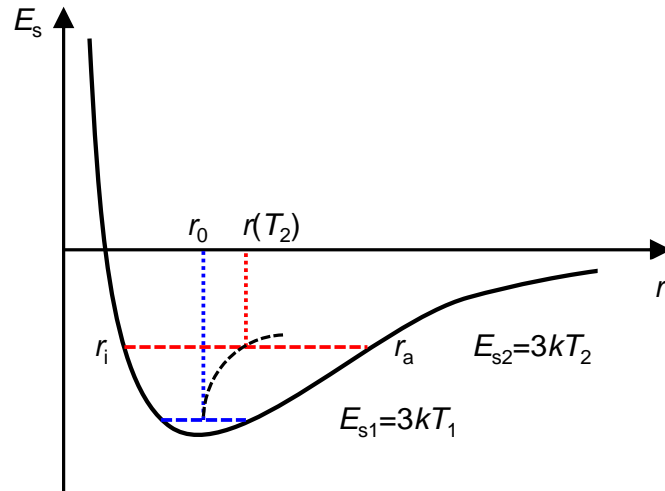


Abbildung 4.7: Erläuterung der thermischen Ausdehnung als Folge des unsymmetrischen Wechselwirkungspotentials der Atome durch Darstellung der Energie E_s über dem Atomabstand r ; der Schnittpunkt der Achsen entspricht nicht dem Nullpunkt der Schwingungsenergie; Abbildung nach Demtröder [Dem 2015]

lässt sich wie folgt beschreiben [Dem 2015]:

$$l(T) = l(0)(1 + \alpha(T) \cdot T). \quad (4.4)$$

Dabei ist $\alpha(T)$ der Ausdehnungskoeffizient und $l(0)$ die Länge im Ausgangszustand. Da der Ausdehnungskoeffizient temperaturabhängig ist, gilt Gleichung 4.4 jeweils nur für einen eingeschränkten Temperaturbereich. In Tabelle 4.8 sind die Ausdehnungskoeffizienten der hier verwendeten Materialien für ausgewählte Temperaturen aufgeführt.

Mit den genannten Ausdehnungskoeffizienten lässt sich die Längenänderung gemäß Gleichung 4.4 berechnen und darstellen. Sie kann Abbildung 4.8 entnommen werden.

Die Abbildung zeigt deutlich, dass die beiden Metalle eine vergleichbare thermische Ausdehnung aufweisen, wenn sie abgekühlt werden. Diese ist zudem deutlich größer als die von Aluminiumoxid. An den Lötstellen wird es folglich zu Spannungen kommen, die sich numerisch allerdings aufgrund der Komplexität nicht ermitteln lassen. Hinzu kommt, dass die genannten Stellen auch bei Umgebungstemperatur nicht spannungsfrei sind, da die Fertigung im Vakuumofen bei höheren Temperaturen

Tabelle 4.8: Ausdehnungskoeffizienten von Kupfer [Dem 2015] [Sim 1992] [Hah 1970], Edelstahl [Ski 1985] und Aluminiumoxid [Dem 2015] für verschiedene Temperaturen

Temperatur in K	Ausdehnungskoeffizient α in 10^{-6}K^{-1}		
	Kupfer	Edelstahl	Aluminiumoxid
50	3,8	1,8	0,0
100	10,5	8,5	0,2
150	13,6	12,4	1,0
200	15,2	14,2	2,8
250	16,1	15,4	4,0
300	16,8	16,0	5,0

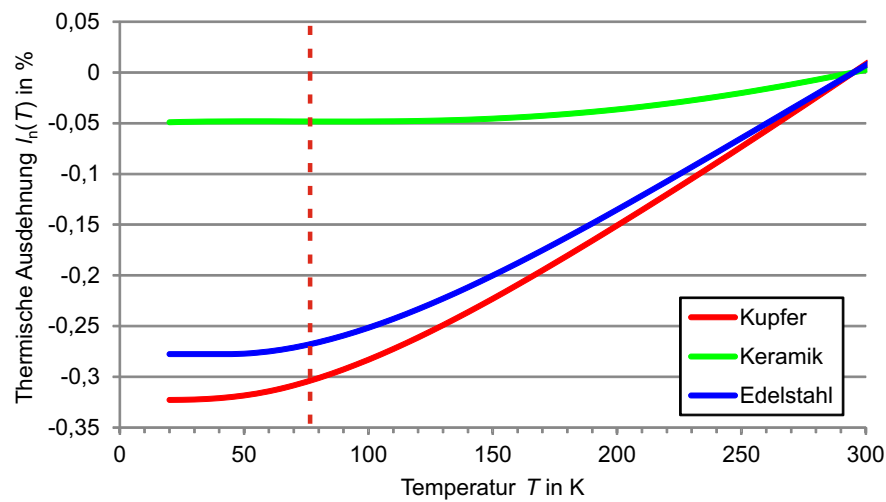


Abbildung 4.8: Verlauf der thermischen Ausdehnung $l_n(T)$ von Kupfer, Edelstahl und Aluminiumoxid über der Temperatur T , normiert auf 293 K

erfolgt. Zur Untersuchung der mechanischen Festigkeit werden deshalb Schaltversuche in flüssigem Stickstoff durchgeführt, auf die in Abschnitt 4.2 näher eingegangen wird.

4.2 Eigene Untersuchungen

Um die mechanische Eignung der Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff zu bewerten, wurden mehrere Versuche durchgeführt. Dazu zählen zunächst das Abkühlen und statische Lagern in flüssigem Stickstoff sowie anschließend die Durchführung von Schaltbewegungen.

4.2.1 Statische Versuche

Um die Vakuumschaltröhren mit flüssigem Stickstoff in Kontakt zu bringen, wurden diese in einer Wanne aus expandiertem Polypropylen (EPP) positioniert und anschließend mit dem flüssigen Stickstoff übergossen. Die Abkühlung erfolgte somit schlagartig. Nach einigen Minuten war kein Blasensieden mehr festzustellen, was auf eine vollständige Abkühlung hindeutet. Blasensieden setzt an erwärmten Oberflächen in flüssigem Stickstoff bei einer Temperaturdifferenz von $2 - 3\text{ K}$ ein [Kau 2013], sodass angenommen werden kann, dass die Temperatur der Prüflinge unter 80 K lag.

Im Laufe der Versuche wurden mehrere Exemplare von insgesamt sechs unterschiedlichen Schaltröhrentypen zweier Hersteller auf diese Weise mehrfach abgekühlt. Bei keinem Prüfling kam es dadurch zu einer mechanischen Beschädigung, was durch eine qualitative Überprüfung der Kontaktkraft festgestellt wurde. Um auszuschließen, dass es nur aufgrund der relativ kurzen Zeit im flüssigen Stickstoff zu keiner Veränderung des Innendruckes kam, wurden zwei Prüflinge eines Typen über einen Zeitraum von vier Wochen im flüssigen Stickstoff gelagert. Ein Foto dieses Versuches ist in Abbildung 4.9 zu sehen.

Der Innendruck wurde vorher und nachher nach dem Magnetron-Prinzip bestimmt¹¹. Auch hierbei wurde keine signifikante Änderung des Innendruckes festgestellt. Da

¹¹Vielen Dank an Herrn Andreas Lawall von Siemens Berlin für die Durchführung der Messungen.

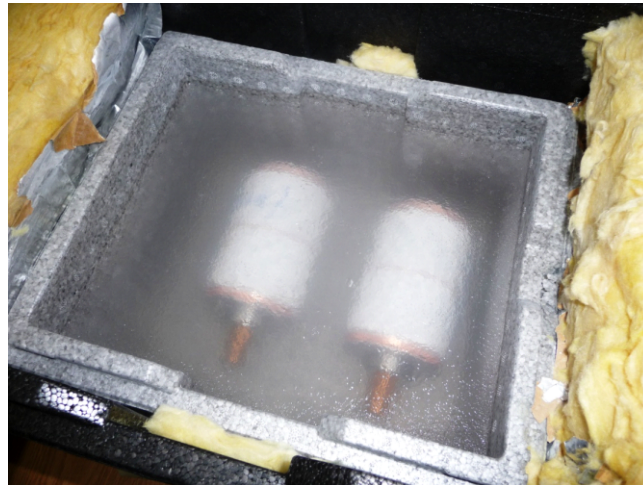


Abbildung 4.9: Aufnahme der zwei Prüflinge während des statischen, vierwöchigen Langzeitversuches

bei statischen Versuchen auch über einen längeren Zeitraum keine Veränderungen zu erwarten waren, wurden Schaltbewegungen in flüssigem Stickstoff durchgeführt, auf die im folgenden Abschnitt näher eingegangen wird.

4.2.2 Dynamische Versuche

Vakuumleistungsschalter sind typischerweise mit einem Federspeicherantrieb ausgestattet. Dies gilt auch für die am Fachgebiet Hochspannungstechnik häufig verwendeten Modelle Siemens 3AH5. Dieser Schalter ist laut Hersteller für eine Lebensdauer von 10.000 mechanischen Schaltspielen ausgelegt. Die Bemessungsschaltfolge O - t - CO - t_a - CO ist mit $t = 0,3\text{ s}$ und $t_a = 3\text{ min}$ angegeben. t_a ist dabei definiert als „Zeit zwischen zwei Schaltungen, die zum Wiederherstellen der Anfangsbedingungen und/oder zur Vermeidung unzulässiger Erwärmung von Teilen des Leistungsschalters erforderlich ist“ [DIN 2009]. Die maximale Anzahl mechanischer Schaltspiele sowie die Dauer einer einzelnen Schaltfolge verdeutlichen, dass dieses Schaltgerät nicht dazu geeignet ist, umfangreiche Schaltversuche durchzuführen. Aus diesem Grund wurde ein pneumatischer Versuchsstand aufgebaut, der in Abbildung 4.10 dargestellt ist.

Da sich der Druckluftzylinder oben befindet, lässt sich die gesamte Vakuumschalt-

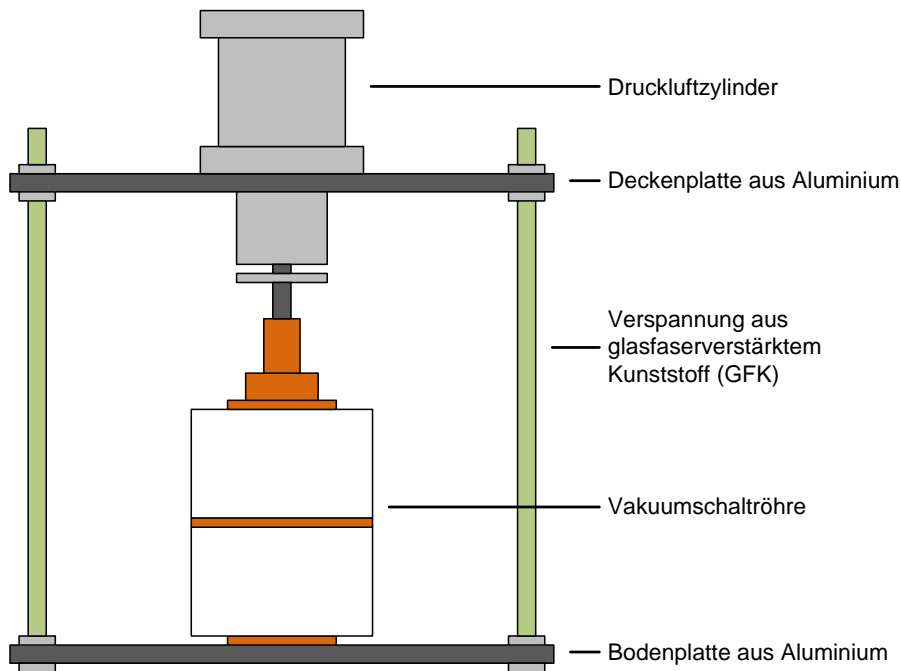


Abbildung 4.10: Schematische Darstellung des pneumatischen Versuchsaufbaus zur Prüfung von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff (Seitenansicht)

röhre problemlos in einem Bad aus flüssigem Stickstoff versenken. Die Schaltbewegung wird dadurch nicht beeinflusst. Die Kontaktkraft lässt sich über den Luftdruck des Zylinders einstellen. Das Öffnen und Schließen der Kontakte erfolgt über Ventile, die mit einer speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS) angesteuert werden. Die Dauer zwischen zwei Schaltvorgängen kann hiermit ebenso vorgewählt werden wie die gewünschte Anzahl an Schaltspielen. Im Vergleich zu einem Federspeicherantrieb müssen mit diesem Aufbau allerdings Einbußen bei der Schaltgeschwindigkeit hingenommen werden. Liegt diese beim Federspeicherantrieb typischerweise im Bereich von 1 m/s und darüber [Sla 2008], lassen sich mit dem pneumatischen Aufbau lediglich etwa 0,5 m/s erzielen.

Wie bereits erwähnt, wird die mechanische Lebensdauer der Vakuumschaltröhre in der Regel durch den Metallfaltenbalg bestimmt. Eine Zerstörung des Metallfaltenbalgs ist im flüssigen Stickstoff nicht direkt zu erkennen, weshalb eine definierte Anzahl von Schaltspielen mit anschließender Funktionsprüfung in Form einer Kontaktkraftmessung durchgeführt wurde. Bei bestandener Funktionsprüfung wurde das Versuchsprogramm fortgesetzt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung mit einem Stichprobenumfang von drei Schaltröhren können Tabelle 4.9 entnommen werden.

Tabelle 4.9: Funktionsprüfung der untersuchten Vakuumschaltröhren nach 5.000, 10.000, 15.000 und 20.000 Schaltspielen

Prüfling	Funktionsprüfung			
	5.000	10.000	15.000	20.000
A	bestanden	bestanden	bestanden	bestanden
B	bestanden	bestanden	-	-
C	bestanden	bestanden	-	-

Die vorgegebene mechanische Lebensdauer von 10.000 Schaltspielen wurde bei allen drei Prüflingen auch im flüssigen Stickstoff erreicht. Bei einem Prüfling wurden insgesamt 20.000 Schaltspiele durchgeführt, die ebenfalls eine erfolgreiche Funktionsprüfung zur Folge hatten. Hieraus kann gefolgert werden, dass es im flüssigen Stickstoff zu keiner signifikanten mechanischen Beeinflussung kommt, die weitere Versuche ausschließen würde.

4.3 Zusammenfassung

In Kapitel 4 wurden die mechanischen Eigenschaften von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff untersucht. Hierzu wurden zunächst die mechanischen Kenngrößen der einzelnen Komponenten zusammengetragen und bewertet. Hierbei kann festgehalten werden, dass es durch Abkühlung auf eine Temperatur von 77 K beispielsweise zu einer Erhöhung der elektrischen und der thermischen Leitfähigkeit von Kupfer und Kupfer-Chrom kommt. Beides wirkt sich positiv auf die Funktion des Kontaktsystems aus. Die erhöhte thermische Leitfähigkeit sorgt zudem für eine verbesserte Wärmeabfuhr im Metaldampfschirm. Die mechanischen Eigenschaften des aus Edelstahl bestehenden Metallfaltenbalgs zeigen bei 77 K neben einer erhöhten Elastizitätsgrenze sowie höherer Zugfestigkeit jedoch auch eine reduzierte Duktilität. Dies stellt allerdings keine Einschränkung für den Betrieb dar, wie Anwendungen im Bereich der Beschleunigertechnik zeigen. An den Lötstellen zwischen Keramik und metallischen Gehäuseteilen sind aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnung erhöhte mechanische Spannungen zu erwarten. Mit Hilfe von Schaltversuchen in flüssigem Stickstoff konnte allerdings gezeigt werden, dass es hierdurch zu keiner Beschädigung der Vakuumschaltröhren kam.

5 Elektrischer Widerstand

Wie bereits in Kapitel 1 erwähnt wurde, könnte sich der elektrische Widerstand der Vakuumschaltröhren als zu hoch erweisen und muss demnach genau betrachtet werden. In diesem Abschnitt werden nun die Bedeutung des elektrischen Widerstandes sowie die zugrundeliegenden Zusammenhänge beleuchtet. Diese werden in der Folge in Bezug auf den Temperatureinfluss genauer betrachtet. Um diesen Einfluss untersuchen zu können, ist eine getrennte Betrachtung von Kontaktübergangs- und Bahnwiderstand erforderlich. Somit kann eine mögliche Überlagerung von Effekten ausgeschlossen werden. Zur besseren Einordnung werden Simulationen und Messungen an realen Kontaktgeometrien herangezogen und bewertet.

5.1 Grundlagen

Prinzipiell setzt sich der Gesamtwiderstand einer Schaltröhre aus dem Bahnwiderstand der Kontaktstücke und dem Kontaktübergangswiderstand zwischen ebendiesen zusammen. Beim Einbau in einen Schalter kommt es zu weiteren Kontaktübergängen, die hier allerdings nicht berücksichtigt werden, da kein fertiges Schaltgerät entwickelt wird. Im Folgenden werden der Kontaktübergangswiderstand sowie der Bahnwiderstand näher betrachtet.

Kontaktübergangswiderstand

Elektrische Kontakte sind Bestandteil jedes Stromkreises. Dies können zum Beispiel zwei verschraubte Sammelschienen oder auch die Kontakte eines Schalters sein. Sie alle haben gemeinsam, dass ihre Kontaktoberflächen mikroskopisch betrachtet rau sind. Diese Rauigkeit hängt hauptsächlich vom Herstellungsprozess ab und hat zur

Folge, dass sich zwei Kontakte nie auf der gesamten Fläche berühren, sondern lediglich in einzelnen Punkten. Abbildung 5.1 zeigt das Höhenprofil eines Ausschnittes der Oberfläche eines per Laser abgetasteten unbehandelten Schaltkontaktes und verdeutlicht diesen Zusammenhang¹².

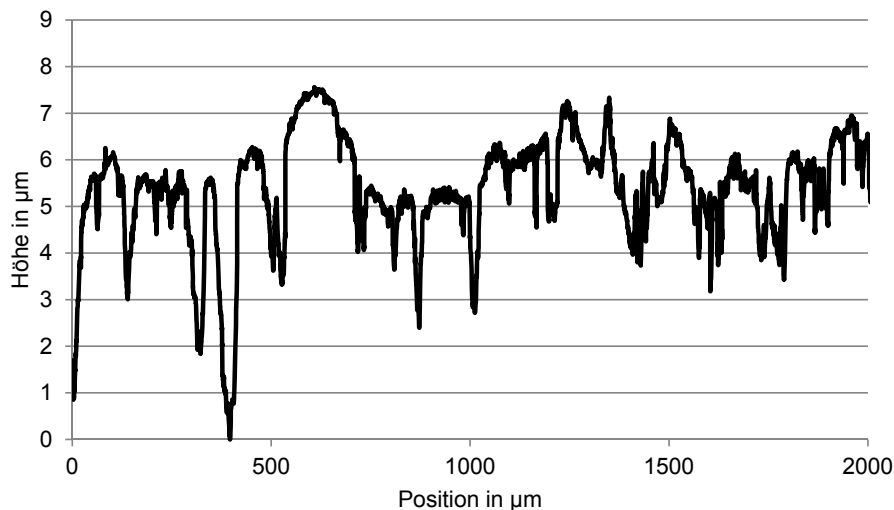


Abbildung 5.1: Höhenprofil der Oberfläche eines unbehandelten Schaltkontaktes entlang einer Geraden der Länge 2 mm; Höhe in Relation zum tiefsten erfassten Punkt

Die tatsächliche Kontaktfläche macht somit nur einen Bruchteil der nominellen Kontaktfläche aus. An den einzelnen Kontaktstellen wird der fließende Strom eingeschnürt, was eine Erhöhung des Widerstandes zur Folge hat. Metallische Kontakte sind zudem in der Regel von Fremdschichten überzogen, die durch chemische Reaktion mit der Umgebung entstehen können. Der Gesamtwiderstand R_t eines Kontaktes setzt sich folglich aus dem Engwiderstand R_c und dem Fremdschichtwiderstand R_s zusammen [Hol 1967] [Sla 1999]:

$$R_t = R_c + R_s. \quad (5.1)$$

Während des Herstellungsprozesses und der anschließenden Konditionierung werden die Schaltkontakte gereinigt, zudem werden sie unter nahezu idealen Vakuumbedingungen betrieben. Es kann deshalb angenommen werden, dass sich keine Fremdschichten auf den Kontaktflächen befinden [Lip 2003] [Sla 2008]. Gleichung 5.1

¹²Vielen Dank an Frau Claudia Wasmund und Herrn Dr.-Ing. Enrico Bruder vom Fachgebiet Physikalische Metallkunde der Technischen Universität Darmstadt für die Durchführung der Messungen.

vereinfacht sich deshalb wie folgt:

$$R_t = R_c. \quad (5.2)$$

Eine Abschätzung des Kontaktübergangswiderstandes für zwei Kontaktstücke des gleichen Materials kann nach Slade über folgenden Zusammenhang vorgenommen werden [Sla 1999]:

$$R_t = \sqrt{\frac{\varrho^2 \eta \pi H}{4F}}. \quad (5.3)$$

Hierbei ist ϱ der spezifische Widerstand des Kontaktmaterials, η ist ein empirisch ermittelter Koeffizient, H entspricht der Härte des Werkstoffes und F der aufgebrachten Kontaktkraft [Sla 1999].

Aufgrund der Einschnürung des fließenden Stromes kommt es in den Kontaktstellen neben dem erhöhten Widerstand auch zu einer zusätzlichen Induktivität. Nach Holm kann diese allerdings im Vergleich zur Induktivität des Prüfkreises vernachlässigt werden [Hol 1967].

Bahnwiderstand

Der spezifische Widerstand von Metallen $\varrho(T)$ setzt sich aus einem temperaturunabhängigen Restwiderstand ϱ_R sowie einem temperaturabhängigen Anteil $\varrho_G(T)$ zusammen und lässt sich durch die Matthiessen'sche Regel beschreiben [Her 2012]:

$$\varrho(T) = \varrho_R + \varrho_G(T). \quad (5.4)$$

Der Restwiderstand ϱ_R ist auf Stoßprozesse zwischen den Elektronen und Störstellen des Gitters zurückzuführen. Dies können Gitterbaufehler, Verunreinigungen oder die Korngrenzen sein. Der temperaturabhängige Anteil $\varrho_G(T)$ geht auf Streuung der Elektronen durch Gitterschwingungen zurück. Da die Gitterschwingungen mit sinkender Temperatur zurückgehen, sinkt in der Folge auch der spezifische Widerstand. Aufgrund des Restwiderstandes wird der spezifische Widerstand allerdings auch bei einer Temperatur von 0 K nicht zu Null. Dieses Verhalten unterscheidet metallische Leiter grundlegend von Halbleitern und Supraleitern [Hel 1976] [Her 2012]. Der

grundsätzliche Verlauf ist in Abbildung 5.2 im Vergleich mit Halbleitern¹³ und Supraleitern dargestellt. T_c bezeichnet die kritische Temperatur, bei der das Material vom normalleitenden in den supraleitenden Zustand übergeht. Für YBCO liegt die Sprungtemperatur im Bereich von 93 K, für BSCCO sogar im Bereich von 110 K [Buc 2004].

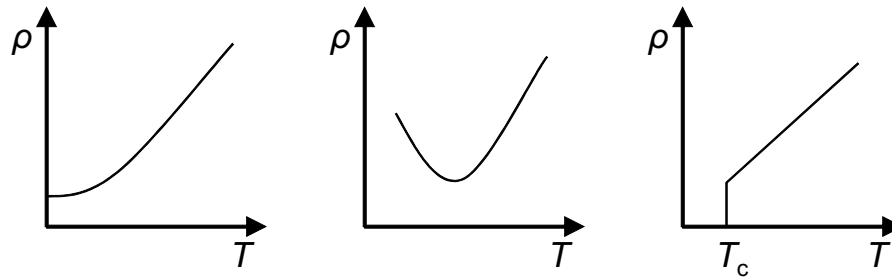


Abbildung 5.2: Prinzipieller Verlauf des spezifischen Widerstandes von metallischen Leitern (links), Halbleitern (Mitte) und Supraleitern (rechts); Abbildung nach Plaßmann et al. [Pla 2013]

Widerstandsmessung

Kontaktübergangswiderstände liegen typischerweise im Mikro- oder Milliohmbereich und sind demnach sehr klein. Zur Messung sind deshalb besondere Techniken erforderlich, um den Einfluss der Thermospannung, äußerer Faktoren sowie der Verbindungsleitungen zum Prüfling ausschließen zu können. Üblicherweise wird hierfür mit Hilfe der Vierleitermessung über zwei Leiter ein konstanter Strom eingepreßt und über die anderen beiden Leiter der Spannungsfall am Kontaktübergang erfasst. Von Holm wurde hierfür ein Aufbau aus zwei gekreuzten Zylindern vorgeschlagen, wie er in Abbildung 5.3 prinzipiell dargestellt ist. Über den gemessenen Spannungsfall sowie die Höhe des eingepreßten Stromes kann mit Hilfe des ohmschen Gesetzes auf den Kontaktübergangswiderstand geschlossen werden. Eine Beeinflussung durch den Bahnwiderstand liegt hierbei nicht vor [AST 2003] [Hol 1967] [Sla 1999].

In Vakuumschaltröhren ist die beschriebene Methode allerdings nicht anwendbar, da die Kontakte nicht gekreuzt werden können und nicht von außen zugänglich sind, wie in Abbildung 2.5 zu erkennen ist.

¹³Die Temperatur, bei der sich das Minimum des spezifischen Widerstandes befindet, hängt sehr stark von der Dotierung des Halbleiters ab.

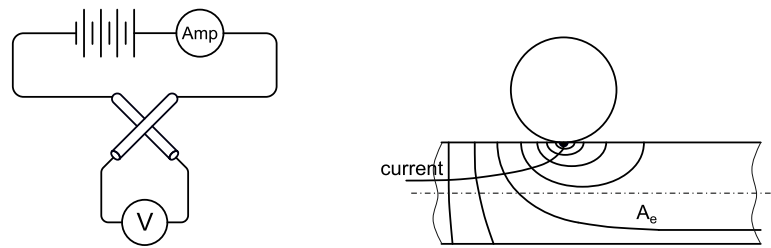


Abbildung 5.3: Links: Messung des Kontaktübergangswiderstandes zwischen zwei gekreuzten Zylindern, rechts: Darstellung des fließenden Stromes sowie der Äquipotentiallinien in einem der Zylinder; Abbildung nach Holm [Hol 1967]

Die Höhe des eingepprägten Stromes sollte so gewählt werden, dass es zu keiner Erwärmung der Kontakte kommt. Die Klemmenspannung sollte bei offenem Stromkreis so niedrig sein, dass eventuell vorhandene isolierende Fremdschichten nicht durchschlagen werden [AST 2003]. Wie bereits in Kapitel 5.1 dargelegt wurde, können Fremdschichten in Vakuumschaltröhren jedoch vernachlässigt werden.

5.1.1 Temperatureinfluss auf den Bahnwiderstand

Für eine gegebene Geometrie lässt sich der Bahnwiderstand zum Beispiel mit Hilfe des Simulationstools COMSOL Multiphysics® bestimmen. Für das Kontaktsystem einer der untersuchten kommerziellen Vakuumschaltröhren, welches in Abbildung 5.4 dargestellt ist, konnten dadurch mit Hilfe eines elektrostatischen Solvers und der Finite-Elemente-Methode (FEM) beispielhaft die in Tabelle 5.1 aufgelisteten Werte ermittelt werden.

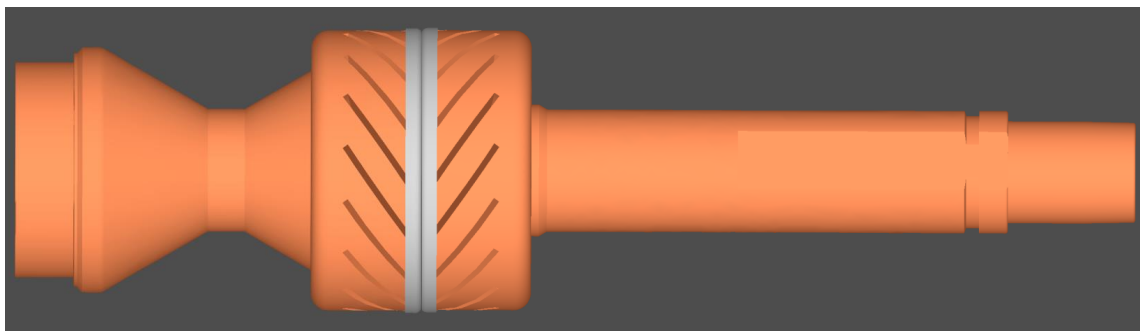


Abbildung 5.4: 3D-Modell des Kontaktsystems einer kommerziellen Vakuumschaltröhre

Hierbei fällt der deutlich höhere Widerstand des beweglichen Kontaktes auf. Dieser ist auf die größere Länge sowie den geringeren Querschnitt im Vergleich zum fest-

Tabelle 5.1: Durch FEM-Simulation ermittelte Bahnwiderstände einer kommerziellen Vakuumschaltröhre bei 293 K mit Gleichstrom

Größe	Widerstand in $\mu\Omega$
beweglicher Kontakt	6,18
feststehender Kontakt	2,05
Gesamtwiderstand	8,23

stehenden Kontakt einer realen Kontaktgeometrie zurückzuführen. Bedingt durch die Verwendung des elektrostatischen Solvers sind Frequenzeinflüsse wie beispielsweise der Skineffekt nicht berücksichtigt. Dieser Effekt beschreibt den Einfluss von Wirbelfeldern in einem elektrischen Leiter. Da diese die eindringenden Wechselfelder dämpfen, nimmt die Stromdichte zur Mitte des Leiters hin exponentiell ab. Die Skintiefe δ_s beschreibt die Dicke einer äquivalenten Schicht, in der der Strom fließt und lässt sich wie folgt ermitteln [Hen 2011]:

$$\delta_s = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \kappa}}. \quad (5.5)$$

Dabei bezeichnet ω die Kreisfrequenz des Wechselstromes, μ die Permeabilität des Leiters und κ die Leitfähigkeit des Leiters. Hier wird bereits ersichtlich, dass sowohl hohe Frequenzen als auch eine hohe Leitfähigkeit den Skineffekt verstärken. Für reines Kupfer ergibt sich die Eindringtiefe bei einer Frequenz von 50 Hz zu 9,3 mm, sodass der Einfluss für den in Vakuumschaltröhren verwendeten Durchmesser, je nach Bauform im Bereich 20 bis 30 mm, bei Umgebungstemperatur vernachlässigbar ist. Dies verdeutlicht auch Abbildung 5.5, in der die Stromdichte über dem Querschnitt des Kontaktbolzens einer in dieser Arbeit verwendeten Vakuumschaltröhre aufgetragen ist.

Die per Simulation mit einem Solver für niederfrequente Probleme ermittelten Werte für den Wechselstrom-Widerstand bei 293 K können Tabelle 5.2 entnommen werden. Die höheren Werte bei Wechselstrom sind auf den Einfluss des Skineffektes zurückzuführen. Der Unterschied zwischen beweglichem und feststehendem Kontakt ergibt sich, wie bereits erwähnt, aufgrund der abweichenden Querschnitte.

Aufgrund des geringen Unterschiedes und der deutlich einfacheren Handhabung werden Widerstandsmessungen in der Literatur mit der Vierleitermessung typischerwei-

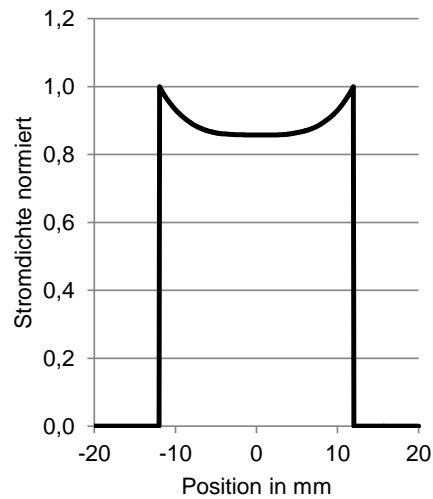


Abbildung 5.5: Verlauf der normierten Stromdichte über dem Querschnitt des beweglichen Kontaktbolzens einer kommerziellen Vakuumschaltröhre bei einer Temperatur von 293 K bei Wechselstrom mit einer Frequenz von 50 Hz

Tabelle 5.2: Durch FEM-Simulation ermittelte Bahnwiderstände einer kommerziellen Vakuumschaltröhre bei 293 K mit Gleich- und Wechselstrom

Größe	Widerstand in $\mu\Omega$		
	DC	AC	Änderung
beweglicher Kontakt	6,18	6,34	2,6 %
feststehender Kontakt	2,05	2,21	7,8 %
gesamt	8,23	8,55	3,9 %

se mit Gleichstrom anstatt mit Wechselstrom durchgeführt [Lan 2006] [Rie 1989a] [Tay 2014]. In DIN EN 62271-100 ist für die Typprüfung von Leistungsschaltern zudem vorgegeben, dass Gleichstrom mit einer Amplitude zwischen 50 A und dem Bemessungsbetriebsstrom zu verwenden ist [DIN 2009].

Der Einfluss des Skineffektes ändert sich allerdings, sobald das Kontaktsystem auf eine Temperatur von 77 K heruntergekühlt wird. Durch die dann deutlich erhöhte Leitfähigkeit verringert sich die Eindringtiefe auf nur noch 3,2 mm. Die Auswirkungen auf die Stromdichte können Abbildung 5.6 entnommen werden, in der die stark ausgeprägte Stromverdrängung deutlich zu sehen ist.

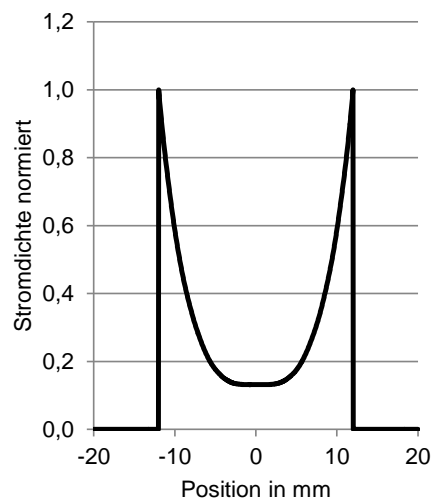


Abbildung 5.6: Verlauf der normierten Stromdichte über dem Querschnitt des beweglichen Kontaktbolzens einer kommerziellen Vakuumschaltröhre bei einer Temperatur von 77 K bei Wechselstrom mit einer Frequenz von 50 Hz

Dies hat zur Folge, dass Widerstandsmessungen zwar weiterhin mit Gleichstrom durchgeführt werden können, die Werte allerdings nur eingeschränkt auf reale Anwendungen übertragbar sind. Für Anwendungen in flüssigem Stickstoff sollte das in DIN EN 62271-100 vorgegebene Verfahren zur Messung des Widerstandes überarbeitet werden. Eine Messung mit Gleichstrom und anschließender Umrechnung ist aufgrund der komplexen Geometrie nicht praktikabel. Die per Simulation für das hier verwendete Kontaktsystem ermittelten Werte können Tabelle 5.3 entnommen werden. Hieraus geht hervor, dass bei Wechselstrom grob mit einer Verdopplung der ohmschen Verluste im Vergleich zu Gleichstrom zu rechnen ist.

Die Auswirkungen der erhöhten Leitfähigkeit auf den Gleichstromwiderstand sind in

Tabelle 5.3: Durch FEM-Simulation ermittelte Bahnwiderstände einer kommerziellen Vakuumschaltröhre bei 77 K mit Gleich- und Wechselstrom

Größe	Widerstand in $\mu\Omega$		
	DC	AC	Änderung
beweglicher Kontakt	0,72	1,38	91,7 %
feststehender Kontakt	0,24	0,54	125,0 %
gesamt	0,96	1,92	100,0 %

Tabelle 5.4 noch einmal im direkten Vergleich dargestellt. An dieser Stelle zeigt sich bereits, dass Bahnwiderstände deutlich unterhalb von $10 \mu\Omega$, wie sie zur Minimierung der Verluste bei den vorgesehenen Strömen wünschenswert sind, grundsätzlich erzielbar scheinen.

Tabelle 5.4: Durch FEM-Simulation ermittelte Bahnwiderstände einer kommerziellen Vakuumschaltröhre bei 293 K und 77 K mit Gleichstrom

Größe	Widerstand in $\mu\Omega$		
	293 K	77 K	Änderung
beweglicher Kontakt	6,18	0,72	-88,3 %
feststehender Kontakt	2,05	0,24	
gesamt	8,23	0,96	

5.1.2 Temperatureinfluss auf den Kontaktübergangswiderstand

Da die direkte Messung des Kontaktübergangswiderstandes in Vakuumschaltröhren nicht möglich ist, muss auf theoretische Überlegungen zurückgegriffen werden. So wurde in Form von Gleichung 5.3 bereits auf eine gängige Formel zur Abschätzung eingegangen. Der sich daraus ergebende Verlauf ist in Abbildung 5.7 prinzipiell dargestellt.

Hierbei wird die Annahme getroffen, dass sich alle Berührungspunkte¹⁴ der beiden Kontaktstücke in einer äquivalenten Kontaktfläche zusammenfassen lassen. Der Kontaktübergangswiderstand hängt dabei allerdings nicht direkt von dieser Fläche ab, sondern von den Materialeigenschaften (spezifischer Widerstand und Härte) sowie der aufgebrachten Kontaktkraft [Sla 1999] [Sla 2008]. In einer Erweiterung von Gleichung 5.3 durch Dullni et al. wird berücksichtigt, dass sich die Kontaktkraft bei

¹⁴Englisch: contact spots

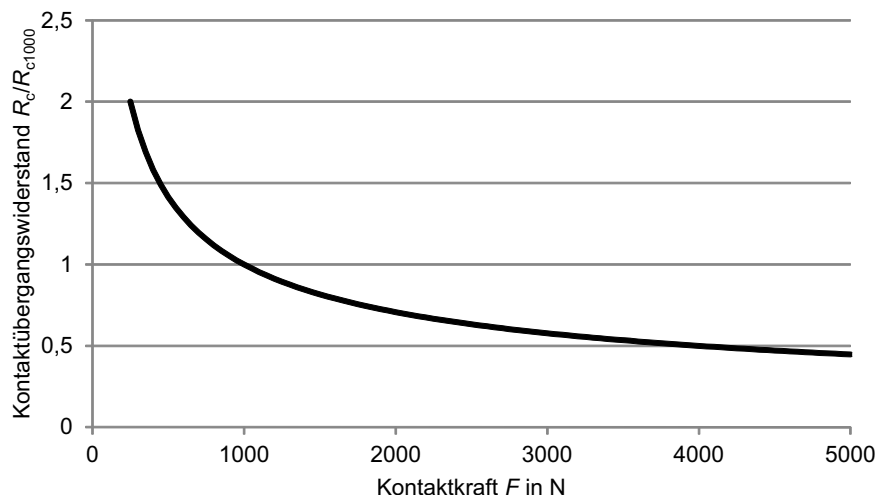


Abbildung 5.7: Prinzipieller normierter Verlauf des Kontaktübergangswiderstandes R_c in Abhängigkeit der Kontaktkraft F ; R_{c1000} entspricht dem Kontaktübergangswiderstand bei $F = 1000$ N

mehreren Berührungspunkten auf eben diese aufteilt. Zusätzlich kommt es zu einer Reduzierung des Kontaktübergangswiderstandes, wenn man die einzelnen Berührungspunkte als Parallelschaltung betrachtet. Für eine Anzahl n_b an Berührungspunkten ergibt sich hiermit [Dul 2014]:

$$R_t = \frac{1}{n_b} \cdot \sqrt{\frac{\varrho^2 \eta \pi H}{4F/n_b}}. \quad (5.6)$$

Hieraus folgt beispielsweise für $n_b = 5$ eine Reduzierung des Kontaktübergangswiderstandes um etwa 55 %. Anhand dieser Gleichung lässt sich auch direkt der Temperatureinfluss abschätzen. Da der spezifische Widerstand mit sinkender Temperatur abnimmt, sind prinzipiell geringere Kontaktübergangswiderstände zu erwarten. Dieser Effekt wird durch die zunehmende Materialhärte allerdings teilweise kompensiert. Steigt die Härte wie in Tabelle 4.5 angegeben aber lediglich um wenige Prozent, ist dieser Einfluss zu vernachlässigen.

Zusätzlich muss berücksichtigt werden, dass die Einschnürung des Stromes aufgrund der hohen Stromdichten zu einer Erwärmung der Berührungspunkte führt. Hierbei stellt sich nach kurzer Zeit ein Gleichgewicht zwischen der durch den Strom erzeugten thermischen Verlustleistung und der durch Konduktion abgeführten Wärmeleistung ein [Sla 1999]. Da sowohl elektrische als auch thermische Leitfähigkeit mit sinkender Temperatur ansteigen, ist mit einer geringeren Temperaturzunahme der Berühr-

punkte zu rechnen. Diese macht sich in einem geringeren Kontaktübergangswiderstand bemerkbar. Innerhalb der Vakuumschaltröhre lassen sich die genannten Effekte allerdings nicht getrennt voneinander betrachten, da hier lediglich von außen der Spannungsfall über der gesamten Schaltröhre gemessen werden kann.

5.1.3 Änderung des Widerstandes als Folge von Schalthandlungen

Die im vorherigen Abschnitt getroffenen Annahmen gelten lediglich für neue Kontakte, bei denen es noch nicht zu Aufschmelzungen durch Schalthandlungen gekommen ist. Die Auswirkungen von Lichtbögen auf den Kontaktwiderstand wurden in der Literatur bereits ausführlich diskutiert. Dullni et al. haben als Folge von Schalthandlungen einen Anstieg des Kontaktübergangswiderstandes von 50 bis 100 % beobachtet, wodurch auch die Dauerstromtragfähigkeit beeinflusst wird. Als Grund für den höheren Widerstand wird eine bis zu 100 μm dicke Schicht auf der Kontaktoberfläche angeführt, die aus wieder erstarrtem Kontaktmaterial besteht. Die Schicht hat einen etwas erhöhten spezifischen Widerstand sowie eine etwa doppelt so hohe Härte [Dul 2014]. Taylor et al. untersuchten den Anstieg des Kontaktübergangswiderstandes für unterschiedliche Kontaktgeometrien. Hierbei konnte für RMF-Kontakte - sowohl Topf- als auch Spiralkontakte - im Vergleich zu AMF-Kontakten ein stärkerer Anstieg des Widerstandes beobachtet werden. Neben der erhöhten Härte wird hier auf eine möglicherweise reduzierte tatsächliche Kontaktfläche hingewiesen [Tay 2014]. Für eine detaillierte Betrachtung der Auswirkungen durch das Schalten großer Ströme sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Rie 1989a] [Sim 2010] [Sla 1999].

Die zu erwartenden Änderungen des Kontaktübergangswiderstandes müssen bei einer Bewertung des Gesamtsystems aus supraleitenden Betriebsmitteln berücksichtigt werden.

5.2 Eigene Untersuchungen

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche zur Widerstandsmessung stellen eine Bestandsaufnahme dar, welche Widerstände heute mit kommerziellen

Schaltröhren bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff erreicht werden. Die ermittelten Werte sowie Ansätze zur Reduzierung des Widerstandes sollen in der Folge diskutiert werden.

Die Bestimmung des elektrischen Widerstandes erfolgte mit Hilfe der Vierleitermessung, die bereits in Kapitel 5.1 vorgestellt wurde. Dabei kam ein kommerzielles Mikroohmmeter vom Typ THETA LoRe zum Einsatz¹⁵, das neben einer Stromquelle auch die entsprechenden Messeinrichtungen enthält und den Wert des Widerstandes direkt ausgibt. Zur Verifikation der Ergebnisse diente ein Aufbau mit separater Stromquelle und Digitalmultimeter. Da im Rahmen der Messreihen die Kontaktkraft variiert wurde, kam der bereits in Abbildung 4.10 gezeigte pneumatische Aufbau zum Einsatz. Die in der Folge gezeigten Ergebnisse wurden ausschließlich mit Gleichstrom ermittelt, da die Messung mit Wechselstrom stark fehlerbehaftet ist. Aufgrund von Wirbelstromverlusten innerhalb der Supraleiter bei Verwendung von Wechselstrom sind zukünftige Anwendungen im Bereich der Energieversorgung mit Gleichstrom nicht auszuschließen.

5.2.1 Messungen

Der elektrische Widerstand wurde an insgesamt fünf unterschiedlichen kommerziellen Vakuumschaltröhren von zwei Herstellern untersucht. Die technischen Daten der einzelnen Prüflinge können Tabelle 5.5 entnommen werden.

Tabelle 5.5: Technische Nenndaten der Prüflinge zur Messung des elektrischen Widerstandes

Bemessungsgröße	Prüfling				
	WA	WB	WC	WD	WE
Betriebsspannung in kV	12	24	12	15	24
Betriebsstrom in A	1250	2500	2500	3500	2000
Kurzschluss-Ausschaltstrom in kA	20	20	40	40	25
Nenn-Kontaktkraft in N	2000	2000	4000	7000	2500

In Abbildung 5.8 ist der gemessene Gesamtwiderstand von Prüfling WE über der aufgebrachten Kontaktkraft bei Umgebungstemperatur (rot) und in flüssigem Stickstoff (blau) dargestellt. Zum Vergleich ist jeweils in Schwarz auch die nach Gleichung 5.6

¹⁵Technische Daten zur verwendeten Messtechnik können dem Anhang A.1 entnommen werden.

berechnete Widerstandskennlinie für diesen Prüfling dargestellt, wobei der mit Hilfe der Simulation ermittelte Bahnwiderstand addiert wurde. Bedingt durch den Versuchsaufbau konnten Kontaktkräfte unterhalb von 750 N nicht realisiert werden. Die maximale Kontaktkraft wird durch den Prüfling vorgegeben.

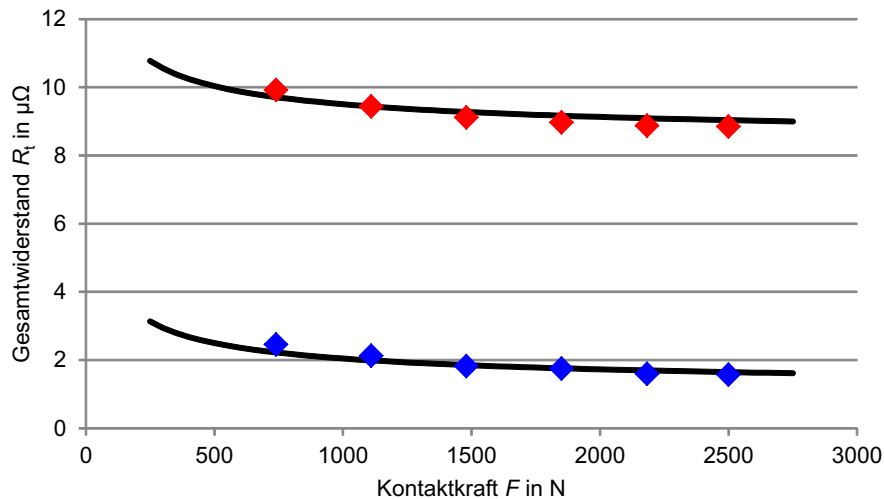


Abbildung 5.8: Verlauf des Gesamt widerstandes R_t gemessen (Punkte) mit Gleichstrom und berechnet (Linie) in Abhängigkeit der Kontaktkraft F bei Umgebungstemperatur (rot) sowie in flüssigem Stickstoff (blau); Prüfling WE aus Tabelle 5.5

Die Abbildung zeigt bei beiden untersuchten Temperaturniveaus eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem theoretischen Verlauf und den Messergebnissen. Der Koeffizient η (siehe Gleichung 5.6) liegt typischerweise im Bereich von 1 [Sla 2008] und wurde folglich hier nicht berücksichtigt. Die Anzahl der Berührungspunkte wurde für die Berechnung bei Umgebungstemperatur zu 7 gewählt und im flüssigem Stickstoff zu 3. Aufgrund der höheren Härte kommt es hier offenbar zu einer Reduzierung der Berührungspunkte. Der Einfluss der erhöhten Leitfähigkeit auf den Kontaktübergangswiderstand wird hierdurch teilweise kompensiert. Bei einer Kontaktkraft von 2000 N beträgt dieser in beiden Fällen nur etwas weniger als $1 \mu\Omega$. Der Gesamt widerstand wird bei Umgebungstemperatur folglich durch den Bahnwiderstand dominiert. In flüssigem Stickstoff sind beide Widerstände aufgrund der geringeren Anzahl an Berührungspunkten ähnlich groß.

In Abbildung 5.9 sind die gemessenen Gesamt widerstände R_t aller fünf Prüflinge über der Kontaktkraft F bei Umgebungstemperatur dargestellt. Die abweichenden

Verläufe ergeben sich als Folge der unterschiedlichen Abmessungen des Kontaktsystems. Sie alle zeigen einen mit zunehmender Kontaktkraft kleiner werdenden Widerstand. Dieser Trend ist eine Kombination aus ansteigender Kontaktkraft sowie zunehmender Anzahl an Berührungspunkten. Die geringsten Widerstände werden mit Prüfling WC und Prüfling WD erreicht, die für höhere Kurzschlussströme ausgelegt sind und dementsprechend größere Querschnitte aufweisen. Die maximal mögliche Kontaktkraft von Prüfling WD konnte in dem gezeigten Versuchsaufbau aus mechanischen Gründen nicht erreicht werden. Da sich der Verlauf weitgehend im Bereich der Sättigung befindet, wären hierdurch ohnehin nur geringe Veränderungen zu erwarten.

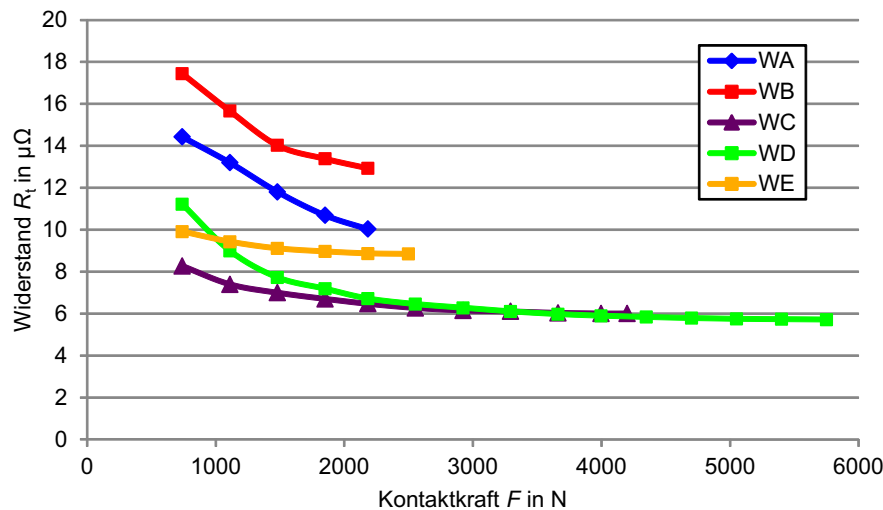


Abbildung 5.9: Mit Gleichstrom gemessener Verlauf des Gesamtwiderstandes R_t aller untersuchten Vakuumschaltröhren in Abhängigkeit der Kontaktkraft F bei Umgebungstemperatur

Abbildung 5.10 zeigt die gemessenen Gesamtwiderstände R_t aller fünf Prüflinge über der Kontaktkraft F in flüssigem Stickstoff. Der prinzipielle Verlauf gleicht dem bei Umgebungstemperatur. Mit Prüfling WD konnten hierbei Gesamtwiderstände unterhalb von $1 \mu\Omega$ erreicht werden.

5.2.2 Änderung des Widerstandes in Folge von Ausschaltungen

Die bisher dargestellten Untersuchungsergebnisse gelten ausschließlich für Schaltkontakte im Neuzustand, die lediglich seitens der Hersteller einer Konditionierung unterzogen wurden. In Abschnitt 5.1.3 wurde bereits erläutert, dass die Unterbrechung

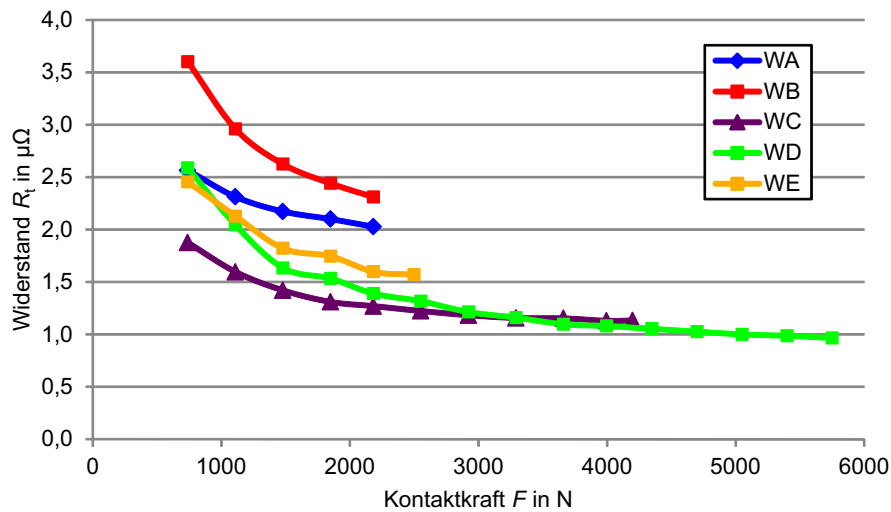


Abbildung 5.10: Mit Gleichstrom gemessener Verlauf des Gesamtwiderstandes R_t aller untersuchten Vakuumschaltröhren in Abhängigkeit der Kontaktkraft F in flüssigem Stickstoff

von Kurzschlussströmen eine deutliche Erhöhung des Kontaktwiderstandes zur Folge haben kann. Dieser Zusammenhang wurde exemplarisch anhand eines Schaltröhrentyps mit RMF-Kontakten bei der Ausschaltung von Betriebsströmen sowie Kurzschlussströmen untersucht. Dazu wurde mit einem Prüfling insgesamt 100-Mal der Betriebsstrom in Höhe von 2 kA unterbrochen und jeweils der Widerstand gemessen. Die Lichtbogenzeit des 50-Hz-Wechselstromes betrug dabei jeweils etwa 9 ms. Zur Untersuchung des Einflusses von Kurzschlussströmen wurde mit Hilfe eines weiteren Prüflinges insgesamt 3-Mal ein Kurzschlussstrom von 25 kA unterbrochen. Die Lichtbogenzeit betrug ebenfalls etwa 9 ms. Die Veränderung des Widerstandes kann Abbildung 5.11 entnommen werden. Die Messungen wurden mit Nenn-Kontaktkraft in flüssigem Stickstoff durchgeführt. Der Anstieg des Widerstandes ist irreversibel, wie mehrfaches stromloses Schalten zeigte. In der Literatur wurden beim Unterbrechen von Kurzschlussströmen teilweise noch stärkere Anstiege des Widerstandes beobachtet. Dies ist jedoch auf eine deutliche größere Anzahl an Ausschaltungen zurückzuführen [Dul 2014] [Tay 2014].

Um die Gründe für diesen Widerstandsanstieg nachvollziehen zu können, wurden die Schaltröhren in der Folge geöffnet und die Kontaktflächen unter dem Mikroskop be-

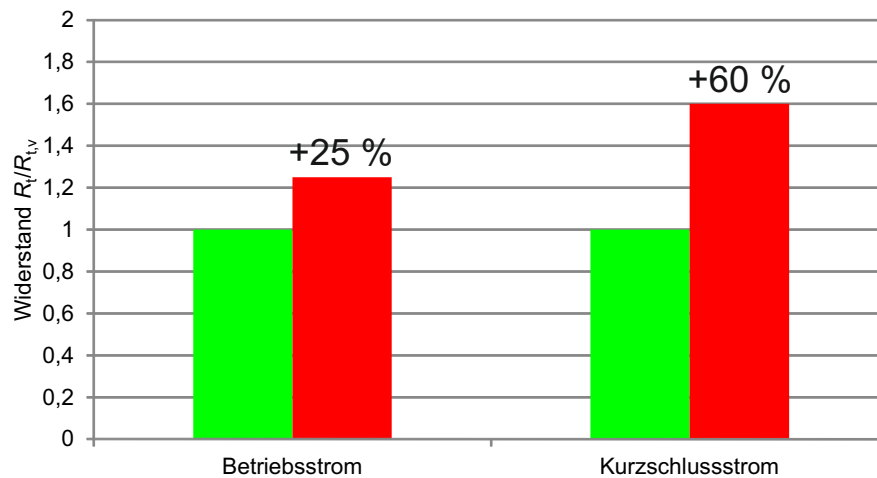


Abbildung 5.11: Vergleich des Widerstandes (normiert) der untersuchten Vakuumschalt-
röhren vor (grün) und nach (rot) der Unterbrechung von Strömen; $R_{t,v}$
entspricht dem Gesamtwiderstand der Schaltröhre vor den Ausschaltun-
gen; die Messung des Widerstandes erfolgte jeweils mit Gleichstrom

trachtet¹⁶. Bei der Unterbrechung von Betriebsströmen bleibt der Lichtbogen diffus, sodass auf der Kontaktoberfläche eine gewisse Anzahl an verteilten Kathodenflecken existiert. Diese hinterlassen Spuren, wie sie beispielsweise in Abbildung 5.12 zu sehen sind. Da insgesamt 100 Ausschaltungen durchgeführt wurden, lässt sich nicht sicher sagen, ob es sich um die Spur eines oder mehrerer Kathodenflecke handelt. Aufgrund der Breite ist Letzteres wahrscheinlicher. Der gleiche Ausschnitt wurde mit einem Laser abgetastet, um die Höhenunterschiede sichtbar zu machen. Das Ergebnis kann Abbildung 5.13 entnommen werden. Die rot herausragenden Spitzen lassen eine verringerte Kontaktfläche vermuten. Änderungen der Härte oder der Leitfähigkeit der Oberfläche konnten mit diesen Methoden nicht nachgewiesen werden.

Aufgrund der Kontaktgeometrie kommt es bei der Unterbrechung von Kurzschlussströmen zu einem kontrahierten Lichtbogen, der zu stärkeren Aufschmelzungen auf der Kontaktfläche führt. So ist in Abbildung 5.14 zu erkennen, dass der gesamte Ausschnitt aufgeschmolzen wurde und wieder erstarrt ist. Bei genauerem Hinsehen lassen sich kleine Kugeln auf der Oberfläche ausmachen, wie Abbildung 5.15 zeigt. Hierbei handelt es sich um Chrom-Partikel, die aufgrund der höheren Schmelztemperatur schneller erstarren als das darunter liegende Kupfer. Diese veränderte Struktur

¹⁶Vielen Dank an Frau Dr. Katharina von Klinski-Berger, ehemals Fachgebiet Physikalische Metallkunde der Technischen Universität Darmstadt, für die Durchführung der Messungen.

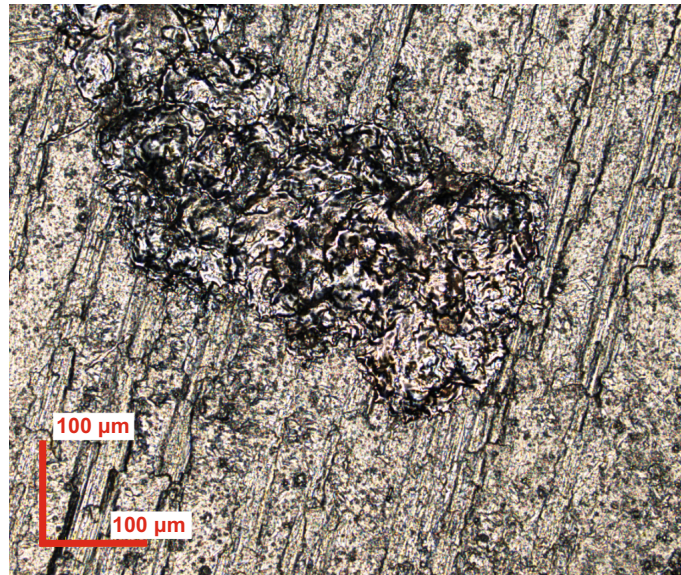


Abbildung 5.12: Ausschnitt der Kontaktfläche unter einem Auflichtmikroskop nach der Unterbrechung von Betriebsströmen

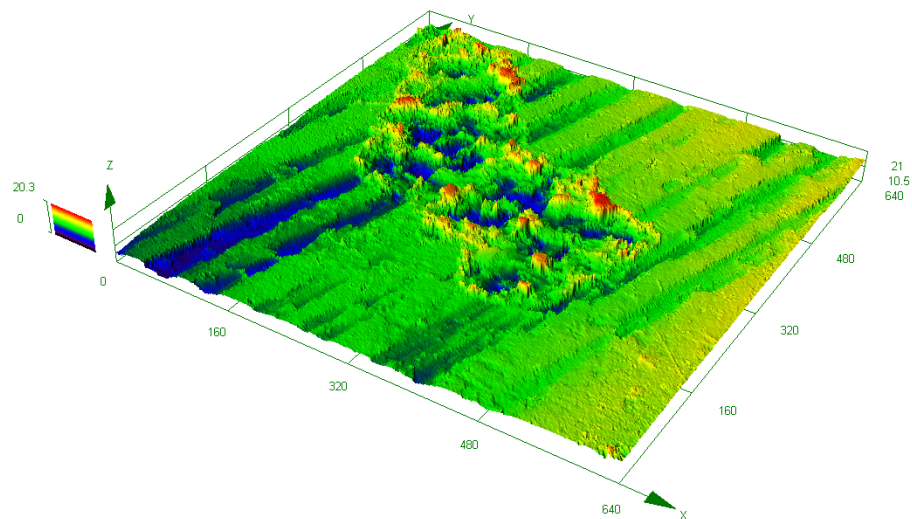


Abbildung 5.13: Ausschnitt der Kontaktfläche abgetastet per Laser nach der Unterbrechung von Betriebsströmen; alle Angaben in µm

hat aufgrund eines höheren Chromanteils eine niedrigere Leitfähigkeit sowie eine erhöhte Härte der Kontaktfläche zur Folge. Dies erklärt den stärkeren Anstieg des Widerstandes bei der Unterbrechung großer Ströme und deckt sich mit den Beobachtungen von Dullni et al. [Dul 2014].

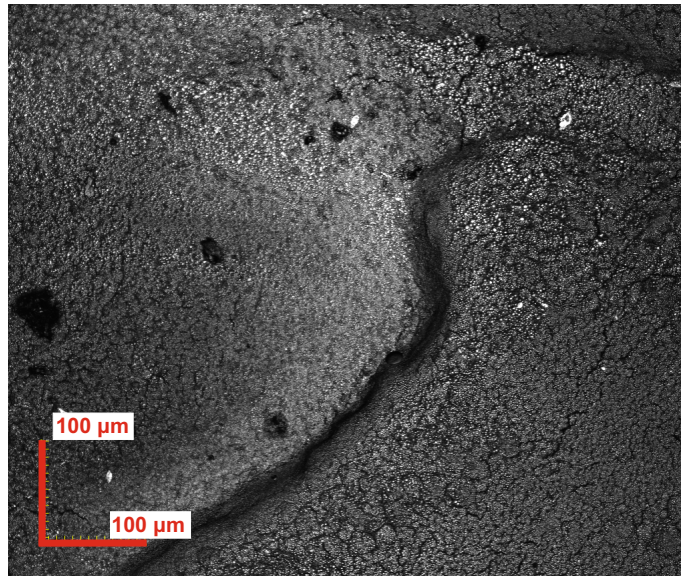


Abbildung 5.14: Ausschnitt der Kontaktfläche unter einem Auflichtmikroskop nach der Unterbrechung von Kurzschlussströmen

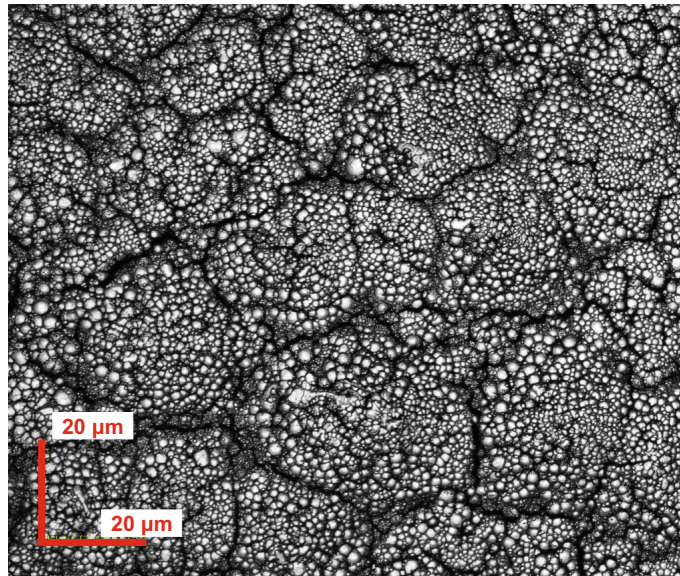


Abbildung 5.15: Ausschnitt der Kontaktfläche unter einem Auflichtmikroskop nach der Unterbrechung von Kurzschlussströmen; im Vergleich mit Abbildung 5.14 stärkere Vergrößerung

5.3 Optimierung

Die Kontaktsysteme von Vakuumschaltröhren sind in Bezug auf die jeweiligen Anforderungen bereits sehr stark optimiert. So sind bei Leistungsschaltern spezielle Geometrien notwendig, um das Unterbrechen hoher Kurzschlussströme zu ermöglichen. Als Kontaktmaterial kommt nahezu ausschließlich Kupfer-Chrom zum Einsatz. Es ist demnach nur schwer möglich, den Widerstand zu reduzieren, ohne dadurch auch Nachteile in Kauf nehmen zu müssen. Da die Anforderungen an Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff von denen bei Umgebungstemperatur abweichen, sollen im Folgenden trotzdem einige Ansätze zur Optimierung aufgezeigt werden. Hierbei wird wieder zwischen den Kontaktbolzen und dem Kontaktübergang unterschieden.

5.3.1 Kontaktbolzen

Der ohmsche Widerstand eines Leiters lässt sich vereinfacht wie folgt beschreiben:

$$R = \varrho \cdot \frac{l}{A}. \quad (5.7)$$

Hieraus wird deutlich, dass sich durch Verringern des spezifischen Widerstandes ϱ und der Länge des Leiters l oder durch Erhöhen des Querschnittes A der Gesamtwiderstand reduzieren lässt. Eine Erhöhung des Querschnittes ist jedoch nicht zielführend, wie bereits in Abschnitt 5.1.1 gezeigt werden konnte. Aufgrund der hohen Leitfähigkeit kommt es bei Wechselstrom zu einer Dämpfung der eindringenden Wechselfelder und somit einer stark reduzierten Stromdichte im Inneren des Leiters. Aus ökonomischen Gründen wäre folglich sogar die Verwendung eines Rohrleiters denkbar. Eine Verringerung des spezifischen Widerstandes wäre beim Einsatz von reinen Metallen nur mit Beryllium möglich, das - anders als bei Umgebungstemperatur - bei 77 K einen geringeren spezifischen Widerstand als Kupfer aufweist [Hay 2011]. Vereinzelt wird Beryllium bereits als Bestandteil von Kupferlegierungen für Kontaktsysteme eingesetzt [Lue 2010], ist allerdings giftig und krebserzeugend [Ins 2015]. Eine Alternative könnte der Einsatz von supraleitenden Materialien im Bereich des Kontaktbolzens bis kurz vor den Kontaktübergang sein. Hierdurch ließe sich der spezifische Widerstand sehr stark reduzieren. Zu klären wäre allerdings, ob dies aufgrund der Sprödigkeit auch im Bereich des beweglichen Kontaktes möglich wäre. Aufgrund der höheren dielektrischen Festigkeit im Außenbereich der Schaltrohre (siehe hierzu auch Abschnitt 6.2) wäre prinzipiell auch eine Verkürzung der Kontaktstücke denkbar. Hierfür ist allerdings wie bei der Verwendung von Supraleitern ein komplett neues Röhrendesign notwendig.

5.3.2 Kontaktübergang

Die theoretischen Überlegungen sowie die durchgeführten Messungen zeigen, wie sich der Kontaktübergangswiderstand verringern lässt. Nach Gleichung 5.6 ist dies vor allem durch eine Reduzierung des spezifischen Widerstandes des Kontaktmaterials, eine geringere Härte sowie höhere Kontaktkräfte möglich. Die maximale Kontaktkraft ist durch die mechanischen Eigenschaften des Kontaktsystems sowie den Antrieb begrenzt. Hier lassen sich durch entsprechende Verstärkungen prinzipiell höhere Kräfte realisieren. Abbildung 5.10 zeigt allerdings, dass es einen Bereich der Sättigung gibt und höhere Kontaktkräfte dann nicht mehr zielführend sind. So bleibt die Wahl eines anderen Kontaktmaterials. Unter der Voraussetzung, dass es nur zu geringen Kurzschlussströmen kommt, ist die Verwendung von reinem Kupfer oder Kupferlegierungen wie CuBi denkbar [Sla 1999]. Dies hängt allerdings sehr stark

von den Anforderungen an die Schaltgeräte in der jeweiligen Umgebung ab und kann nicht pauschal beantwortet werden. So sind beispielsweise mit reinem Kupfer aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit hohe Abreißströme zu erwarten (siehe hierzu auch Kapitel 7). Ist die Kupferregion, auf der der letzte Kathodenfleck existiert, allerdings von Chrompartikeln umgeben, ist die Wärmeabfuhr aufgrund deren schlechterer Wärmeleitfähigkeit eingeschränkt. Folglich kann länger Kontaktmaterial aufgeschmolzen werden und es kommt später (bei niedrigeren Stromamplituden) zum Stromabriss [Hal 2013]. So bleibt die Wahl des Kontaktmaterials letztendlich immer ein Kompromiss aus unterschiedlichen Anforderungen.

5.3.3 Kontaktgeometrie

Die in Abschnitt 2.2.3 beschriebenen Kontaktgeometrien sind für die jeweiligen dort genannten Einsatzgebiete optimiert. So sind RMF- und AMF-Kontakte für die Unterbrechung von Kurzschlussströmen ausgelegt. Die hierfür notwendigen Schlitzte haben allerdings aufgrund der verlängerten Strombahn einen erhöhten Widerstand zur Folge. Falls in einem Supraleitungs-Mittelspannungsnetz keine hohen Kurzschlussströme unterbrochen werden müssen, können folglich die besser geeigneten und zudem kostengünstigeren Plattenkontakte verwendet werden.

Ganz andere Kontaktgeometrien (zum Beispiel Tulpenkontakte), wie sie in SF₆-Leistungsschaltern oder bei Steckverbindern zum Einsatz kommen, sind für Vakuumschaltröhren ungeeignet. Aufgrund der ineinander geschobenen Kontaktstücke sind zum Öffnen und Schließen deutlich größere Kontakthübe erforderlich. Zudem ist in Folge des Gleitvorganges die Entstehung von Partikeln, die sich negativ auf die dielektrische Festigkeit auswirken (siehe auch Kapitel 6.1), denkbar. Prinzipiell lassen sich allerdings mit dieser Art von Hochstromsteckverbindungen vergleichbar niedrige Widerstände erreichen [Gat 2015].

5.4 Zusammenfassung

Die Untersuchung des elektrischen Widerstandes zeigt, dass mit kommerziellen Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff Gleichstromwiderstände von weniger als $1\,\mu\Omega$ zumindest im Neuzustand erreicht werden können. Wesentlich unter diesen

Wert wird man aber kaum kommen können. Im Vergleich zu den Werten bei Umgebungstemperatur ist das eine Reduzierung um den Faktor sechs. Werden die Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff betrieben, ist ein Abführen der entstehenden Verlustwärme notwendig. Da der Wirkungsgrad selbst großer Kühlanlagen lediglich Werte im Bereich von 10 % erreicht [Bac 2009], ist ersichtlich, dass die Verluste des Gesamtsystems in flüssigem Stickstoff bei gleichem Strom höher liegen als bei Umgebungstemperatur. Geht man in der Spitze von Nennströmen bis zu 5000 A aus, wird der Unterschied noch deutlicher. Eine Optimierung des Kontaktsystems entsprechend der in Kapitel 5.3 genannten Ansätze ist folglich sinnvoll. Inwiefern der Widerstand ein Ausschlusskriterium ist oder toleriert werden kann, muss allerdings durch Betrachtung des Gesamtsystems aus Flüssigstickstoff-gekühlten Betriebsmitteln beurteilt werden. Wenn beispielsweise die Verknüpfung mehrerer supraleitender Kabel durch die Verwendung der Vakuumschalttechnik erst möglich wird, könnte trotz höherer Verluste eine positive Gesamtbilanz entstehen.

6 Dielektrik

Die dielektrische Festigkeit von Vakuumschaltröhren bei geöffneten Kontakten ist von besonderer Bedeutung. Sowohl die offene Schaltstrecke im Inneren der Röhre als auch das Äußere der Röhre müssen die netzfrequente Wechselspannung sowie eventuell auftretende Überspannungen sicher isolieren. Die notwendigen Isolationspegel können IEC 62271-1 entnommen werden und sind für die Spannungsebenen von 7,2 kV bis 36 kV in Tabelle 6.1 angegeben [IEC 2007].

Tabelle 6.1: Spannungspegel zur Prüfung von Schaltgeräten mit Bemessungsspannungen von 7,2 kV bis 36 kV nach IEC 62271-1 [IEC 2007]

Bemessungsspannung U_r in kV (rms)	Bemessungs-Kurzzeit- Wechselspannung in kV (rms)	Bemessungs- Blitzstoßspannung in kV (peak)
7,2	20	40
		60
12	28	60
		75
17,5	38	75
		95
24	50	95
		125
36	70	145
		170

Im Folgenden wird nun auf die Besonderheiten der äußeren und der inneren Isolation der Schaltröhren eingegangen. Hierbei liegt der Fokus auf dem Einfluss der Kühlung mit flüssigem Stickstoff. Die durchgeführten Versuche sollen die theoretischen Ansätze bestätigen und abschließend in einer Zusammenfassung bewertet werden.

6.1 Grundlagen

In gasförmigen, flüssigen oder festen Isolierstoffen werden Durchschläge durch ionisierende Prozesse eingeleitet. Im Hochvakuum¹⁷, wie es in Vakuumschaltröhren vorherrscht, sind die mittleren freien Weglängen allerdings so groß, dass diese Art des Durchschlages nicht mehr stattfinden kann [Kin 1982]. Dieser Zusammenhang lässt sich auch mit Hilfe des Paschengesetzes beschreiben, bei dem die Durchschlagspannung für sehr niedrige Drücke theoretisch gegen unendlich geht [Küc 2009].

Im Vakuum müssen folglich andere Mechanismen für den Durchschlag verantwortlich sein. Hauptsächlich sind dies der Feldemissionsdurchschlag und der Partikeldurchschlag, die beide auf Vorgänge an den Kontaktoberflächen zurückzuführen sind [Bal 1993]. Auf diese beiden Mechanismen soll in der Folge kurz eingegangen werden. Für eine ausführliche Beschreibung dieser und weiterer Effekte sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Far 1985] [Lat 1995] [Lit 1983] [Mee 1953].

In konventionellen Schaltgeräten ist die Röhre entweder von Luft oder von anderen Isoliermedien wie Stickstoff oder Schwefelhexafluorid umgeben. Es existieren zudem vergossene Schalterpole [Sla 2008], die allerdings hier nicht näher betrachtet werden, da diese Form der Isolation wegen zu erwartender Versprödung nicht zur Verwendung in flüssigem Stickstoff geeignet erscheint. In der Folge wird nun der Einfluss der Kontakttemperatur genauer beleuchtet. Für die spätere Versuchsdurchführung ist zudem das Phänomen der Konditionierung relevant, welches deshalb hier ebenfalls erläutert wird.

Feldemissionsdurchschlag

Beim Anlegen einer Spannung an eine Spitze-Platte-Anordnung im Vakuum kann bereits vor dem eigentlichen Durchschlag ein geringer Strom gemessen werden. Aufgrund des elektrischen Feldes an der Oberfläche der Elektroden sind die Elektronen nämlich in der Lage, den Potentialwall zu durchtunneln und aus dem Metallverband auszutreten. Hierfür sind hohe Feldstärken im Bereich von 10^9 V/m notwendig, wie sie an mikroskopisch kleinen Spitzen auf den Kontaktoberflächen auftreten können.

¹⁷Typischerweise Drücke von 10^{-3} bis 10^{-7} mbar bzw. von 10^{-1} bis 10^{-5} Pa [Sla 2008].

Dieser Effekt lässt sich durch den Feldverstärkungsfaktor β ausdrücken, der im Bereich von 100 bis über 1000 liegen kann [Küc 2009][Sla 2008]:

$$E = \beta \cdot E_m = \beta \cdot \frac{U}{d}. \quad (6.1)$$

E_m ist hierbei die mittlere Feldstärke zwischen den zwei Elektroden. Die resultierende Stromdichte wurde erstmals mathematisch von Fowler und Nordheim beschrieben [Fow 1928] und lässt sich nach Umformen wie folgt darstellen:

$$\log_{10} \left(\frac{I_e}{U^2} \right) = \log_{10} \left(\frac{A_e B_1 \beta^2}{\phi d^2} \right) - \frac{B_2 \phi^{1,5} d}{2,303 \beta} \left(\frac{1}{U} \right). \quad (6.2)$$

Dabei bezeichnet I_e den Feldemissionsstrom, U die anliegende Spannung, A_e die wirksame Emissionsfläche, β den Feldverstärkungsfaktor, ϕ die Austrittsarbeit und d den Abstand der Elektroden. Bei B_1 und B_2 handelt es sich um Konstanten. Wird der Verlauf $\log_{10}(I_e/U^2)$ über U^{-1} dargestellt, ergibt sich eine Gerade, aus der Verstärkungsfaktor und wirksame Emissionsfläche bestimmt werden können [Sla 2008]. Durch den Feldemissionsstrom kann es zum explosionsartigen Verdampfen von Mikrospitzen auf der Kathode kommen. Leitet der entstandene Metaldampf den Durchschlag ein, spricht man von einem kathodeninitiierten Durchschlag. Die durch Feldemission entstehenden Elektronen werden im elektrischen Feld zur Anode hin beschleunigt. Beim Auftreffen heizt diese sich auf und es kann dort ebenfalls zur Entstehung von Metaldampf kommen. Führt dieser zu einem Durchschlag, spricht man folgerichtig von einem anodeninitiierten Durchschlag. Bei größeren Kontaktabständen und damit höheren Spannungen steigt die kinetische Energie der Elektronen, wodurch der anodeninitiierte Durchschlag an Bedeutung gewinnt [Gie 2004][Küc 2009].

Partikeldurchschlag

In Vakuumschaltröhren befindet sich immer auch eine große Zahl mikroskopisch kleiner Partikel. Diese können vom Herstellungsprozess stammen oder bei Schalthandlungen entstehen. Liegt an den Kontakten eine elektrische Spannung an, werden geladene Partikel im elektrischen Feld zu einer der Elektroden beschleunigt. Übersteigt die Geschwindigkeit der Partikel die kritische Aufprallgeschwindigkeit des Elektrodenmaterials, oberhalb welcher plastische Verformungen zu erwarten sind, um mehr

als das Fünffache, kommt es zur Verdampfung des Partikels. Die entstehenden Ladungsträger können in der Folge einen Durchschlag einleiten. Um die notwendige Geschwindigkeit zu erreichen, sind Elektrodenabstände von mehreren Millimetern notwendig [Gie 2004][Lat 1995][Sla 2008].

6.1.1 Konditionierung

Die Konditionierung bezeichnet eine Steigerung der dielektrischen Festigkeit einer Elektrodenanordnung im Vakuum. Diese Verbesserung wird durch eine Reduzierung von Mikrospitzen und Partikeln erreicht, die Folge des Herstellungsprozesses sind. Hierzu können beispielsweise mehrere Wechselladungsdurchschläge herbeigeführt werden. Dabei wird der Strom während des Durchschlages durch einen Vorwiderstand begrenzt, sodass es nicht zur Bildung von neuen Kratern kommen kann. Eine solche Konditionierung wird beim Hersteller für jede Schaltröhre durchgeführt, da die Spannungsfestigkeit vorher praktisch undefiniert ist [Bal 1993]. Weitere Verfahren zur Konditionierung werden ausführlich in der Literatur beschrieben [Bal 1993][Beu 1972][Hac 1975][Lat 1995].

In Abbildung 6.1 ist der charakteristische Verlauf des Konditionierungsprozesses dargestellt. Mit zunehmender Durchschlagsspannung sind hier allerdings bereits Dekonditionierungseffekte zu beobachten. Zu einer solchen Dekonditionierung kann es kommen, wenn der vorherige Durchschlag so energieintensiv war, dass es zur Bildung neuer Mikrospitzen kommt [Gie 2004]. Der dargestellte Verlauf zeigt sehr deutlich, dass die einzelnen Durchschläge nicht statistisch unabhängig voneinander sind. Diese Tatsache ist bei der späteren Auswertung von besonderer Bedeutung.

6.1.2 Temperatureinfluss

Der Einfluss der Kontakttemperatur auf den Durchschlag im Vakuum wurde in der Literatur bereits ausführlich diskutiert. Viele dieser Untersuchungen liegen mehr als 30 Jahre zurück und sind im Zusammenhang mit sogenannten Kryokabeln entstanden. Dabei handelt es sich um herkömmliche Kupfer- oder Aluminiumkabel, die zur Reduzierung der Verluste mit flüssigem Stickstoff gekühlt werden. Im Unterschied zu supraleitenden Kabeln, wie sie in Kapitel 2.1.2 vorgestellt wurden, haben

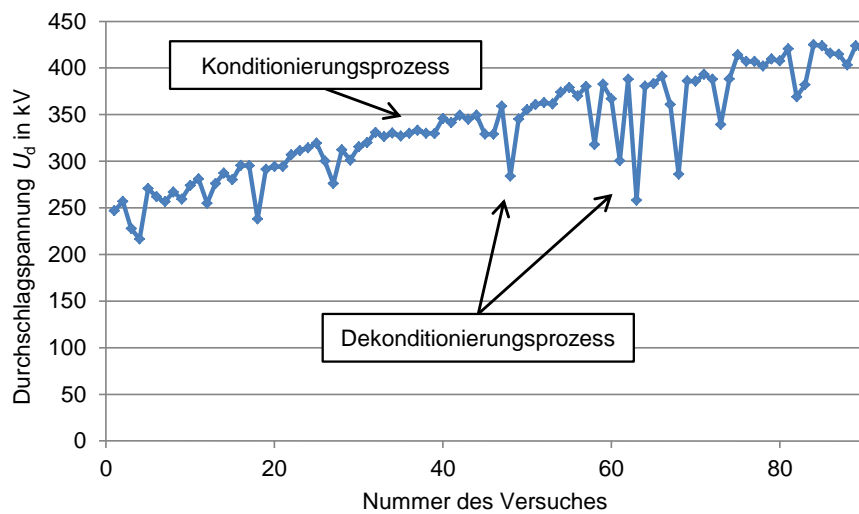


Abbildung 6.1: Charakteristischer Verlauf des Konditionierungsprozesses einer Vakuumschaltröhre

diese einen verbleibenden elektrischen Widerstand [Gra 1972] [Gra 1975] [Gra 1976] [Lat 1995] [Mes 1977].

Kirsch untersuchte den Einfluss der Elektrodenkühlung für reine Kupferelektroden in einem Kryostaten unter Gleichspannungsbelastung. Aufgrund einer besseren Wärmeabfuhr innerhalb der Anode durch die Kühlung erwartete er höhere Durchschlagspannungen. Der Einfluss der Kathodenkühlung wurde als vernachlässigbar eingeschätzt, da zwar die Abnahme des spezifischen Widerstandes sowie bessere mechanische Eigenschaften das Verdampfen von Mikrospitzen verzögern, der Temperatureinfluss der Elektronenaustrittsarbeit allerdings vernachlässigbar ist. Die in Abbildung 6.2 dargestellten Ergebnisse bestätigen diese Theorie. Bei gekühlter Kathode konnten allerdings die höchsten Feldemissionsströme gemessen werden, was nicht näher erläutert wird [Kir 1983].

In Abbildung 6.3 ist die Durchschlagspannung derselben Elektrodengeometrie mit Wechselspannung dargestellt. Die Werte sind mit den bei Gleichspannung ermittelten vergleichbar. Abschließend wird darauf hingewiesen, dass die Durchschlagprozesse sehr stark dem Einfluss von Restgasen unterworfen sind. Dies zeigte sich besonders in dem hier verwendeten, nicht wasserfreien Aufbau, der aufgrund eines Kryopumpeneffektes für Eisschichten an den Elektrodenoberflächen verantwortlich war. Bei stark ausgebildeten Schichten sind sogar niedrigere Durchschlagspannungen möglich [Kir 1983]. Wahrscheinlich sind diese Fremdschichten auch der Grund

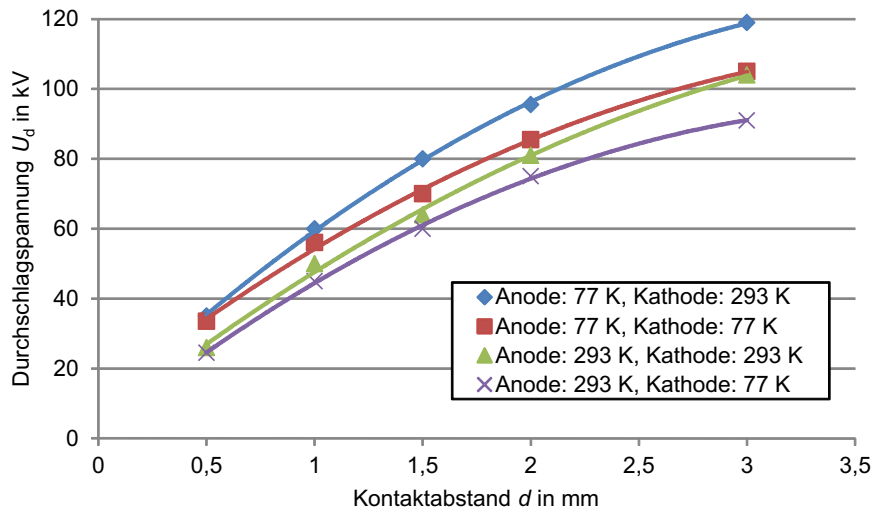


Abbildung 6.2: Durchschlagspannung U_d als Funktion des Kontaktabstandes d bei einer Platte-Platte-Anordnung im Vakuum mit den jeweils angegebenen Elektrodentemperaturen unter Gleichspannungsbeanspruchung nach Kirsch [Kir 1983]

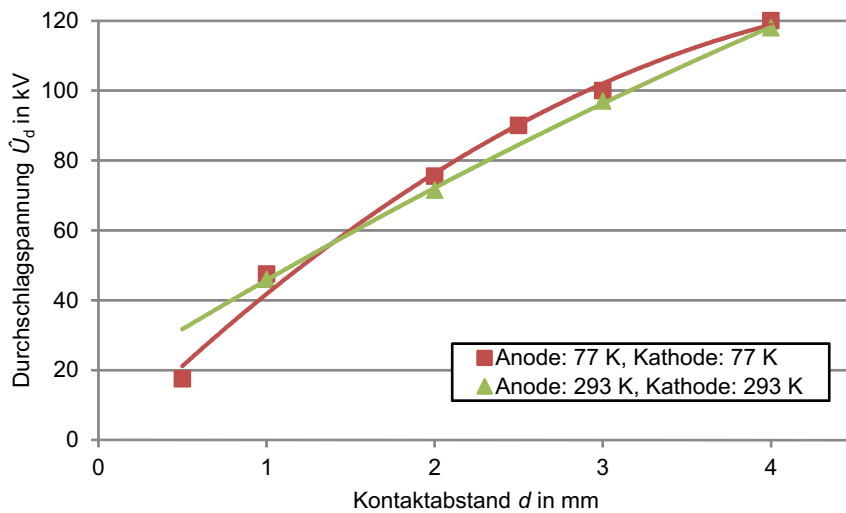


Abbildung 6.3: Durchschlagspannung \hat{U}_d als Funktion des Kontaktabstandes d bei einer Platte-Platte-Anordnung im Vakuum mit den jeweils angegebenen Elektrodentemperaturen unter Wechselspannungsbeanspruchung nach Kirsch [Kir 1983]

für die hohen Feldemissionsströme bei gekühlter Kathode. In kommerziellen Vakuumschaltröhren sind aufgrund des Fertigungsprozesses sowie der Konditionierung allerdings keine Fremd- oder Eisschichten zu erwarten.

Schmidt untersuchte die Spannungsfestigkeit gekühlter Elektroden anhand einer unsymmetrischen Halbkugel-Platte-Anordnung unter Gleichspannungsbeanspruchung. Neben der Schlagweite und der Temperatur wurde auch das Material der Elektroden variiert [Sch 1979]. Hier wird allerdings ausschließlich der Einfluss der Temperatur, wie er in Abbildung 6.4 dargestellt ist, betrachtet. Zunächst fällt auf, dass lediglich sehr kleine Kontaktabstände untersucht wurden. Auch hier liefert die Kühlung der Anode die höchsten Durchschlagsspannungen. Im Vergleich zu Kirsch konnten allerdings auch bei Kathodenkühlung sowie Kühlung beider Elektroden Spannungssteigerungen beobachtet werden. Als Hauptgrund für die Steigerung der Durchschlagsspannung bei gekühlter Anode wird ebenfalls die erhöhte Wärmeabfuhr bei verringerter Temperatur genannt. Der Anstieg des Energiebedarfes zur Verdampfung von Anodenmaterial ist vernachlässigbar. Die Steigerung der Spannung bei gekühlter Kathode wird auf einen deutlich geringeren Feldemissionsstrom, bedingt durch eine höhere thermische Leitfähigkeit, zurückgeführt [Sch 1979]. Diese Beobachtung scheint im Widerspruch zu den Erkenntnissen von Kirsch zu stehen, lässt sich allerdings damit erklären, dass dort keine Konditionierung vor dem Durchführen der Versuche erfolgte [Kir 1983]. In der Folge wäre bei Kühlung beider Elektroden eine Überlagerung der Effekte zu erwarten, die allerdings im Versuch nicht bestätigt werden konnte. Als Grund hierfür wird die unzulässige Erwärmung der Anode durch den Feldemissionsstrom genannt. Diese Erwärmung kommt durch die langsame Steigerung der Spannung zustande und macht die Kühlung der Anode unwirksam [Sch 1979].

Mazurek et al. haben ebenfalls den Durchschlag im Vakuum mit gekühlten Elektroden untersucht. Sie konnten anhand von Aufnahmen der Elektroden zeigen, dass bei gekühlter Anode mehr Zeit vergeht, bis es zur Bildung von Anodenplasma kommt. Hieraus lässt sich ihrer Meinung nach auf höhere zu erwartende Durchschlagsspannungen schließen. Während Untersuchungen mit gekühlter Kathode nur einen minimalen Anstieg der Spannungsfestigkeit zeigten, konnten in der Folge bei gekühlter Anode sowohl bei Gleich- als auch bei Stoßspannung Steigerungen von über 50 % nachgewiesen werden. Die Durchschlagsspannung als Funktion des Elektrodenabstandes kann für Gleichspannung Abbildung 6.5 und für Stoßspannung Abbildung 6.6

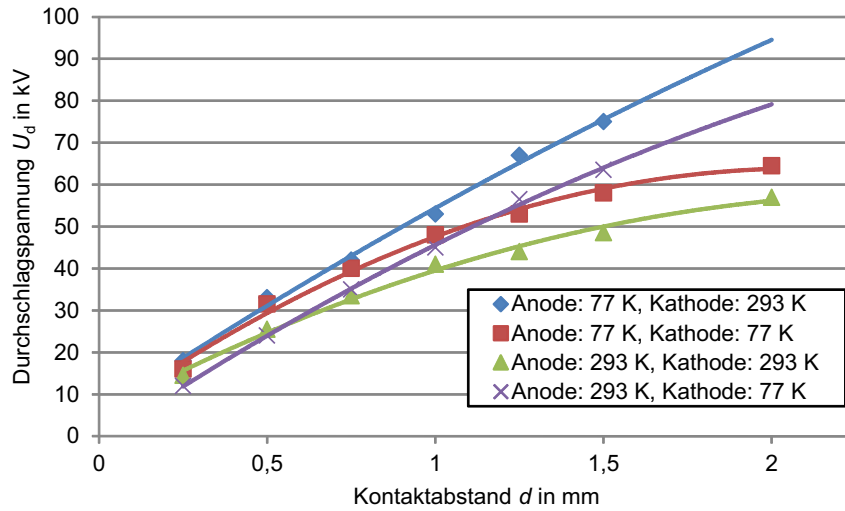


Abbildung 6.4: Durchschlagspannung U_d als Funktion des Kontaktabstandes d bei einer Halbkugel-Platte-Anordnung im Vakuum mit den jeweils angegebenen Elektroden-Temperaturen unter Gleichspannungsbeanspruchung nach Schmidt [Sch 1979]

entnommen werden [Lat 1995][Maz 1981].

Dieser Anstieg ergibt sich aus der zusätzlichen Energie, die aufgewendet werden muss, um die gekühlte Anode aufzuheizen. Der Wärmefluss zum Aufheizen der Anode wird von Mazurek et al. wie folgt angegeben [Maz 1981]:

$$q = \frac{\lambda T_a}{2\left(\frac{\alpha_p t_p}{\pi}\right)^{1/2}}. \quad (6.3)$$

Hierbei ist T_a die Temperatur, bei der es zur Bildung von Anodenplasma kommt. t_p bezeichnet den zeitlichen Abstand zwischen der Bildung von Kathoden- und Anodenplasma, α_p ist lediglich ein Faktor. Für gekühlte Kupferelektroden mit einem Abstand von 6 mm ergibt sich hieraus ein um etwa 18 % höherer Wärmefluss, bis es zur Bildung von Anodenplasma kommt. Somit lässt sich der experimentell gefundene Zusammenhang auch analytisch zeigen. Dass die tatsächlich gefundene Durchschlagspannung niedriger ist, als hieraus zu erwarten wäre, führen Mazurek et al. auf Fremdschichten an der Kathode zurück. Hieraus ergibt sich, dass die Unterschiede in der Durchschlagspannung durch die niedrigere Ausgangstemperatur zustande kommen. Haben die Elektroden durch Feldemissionsprozesse Umgebungstemperatur erreicht, entwickelt sich der Durchschlag wie bei Elektroden, die nicht gekühlt

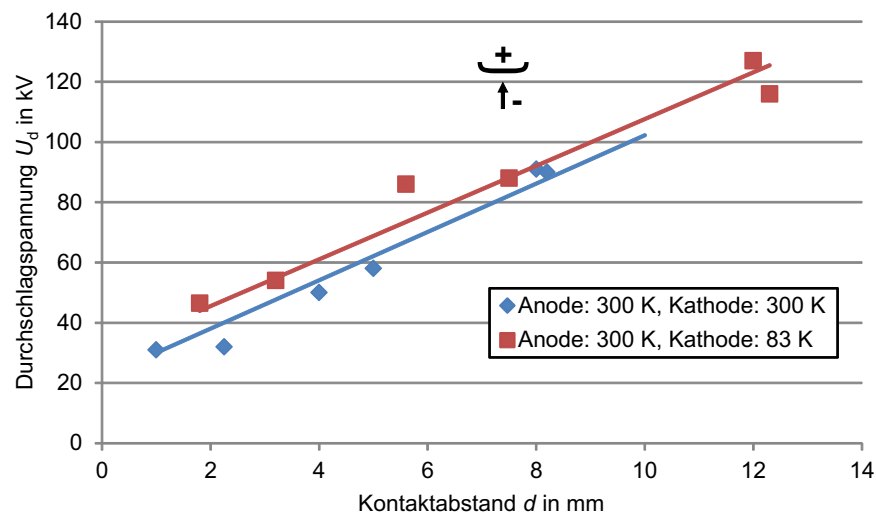


Abbildung 6.5: Durchschlagspannung U_d als Funktion des Kontaktabstandes d bei einer Spitze-Platte-Anordnung im Vakuum mit den jeweils angegebenen Elektrodentemperaturen unter Gleichspannungsbeanspruchung nach Mazurek et al. [Maz 1981]

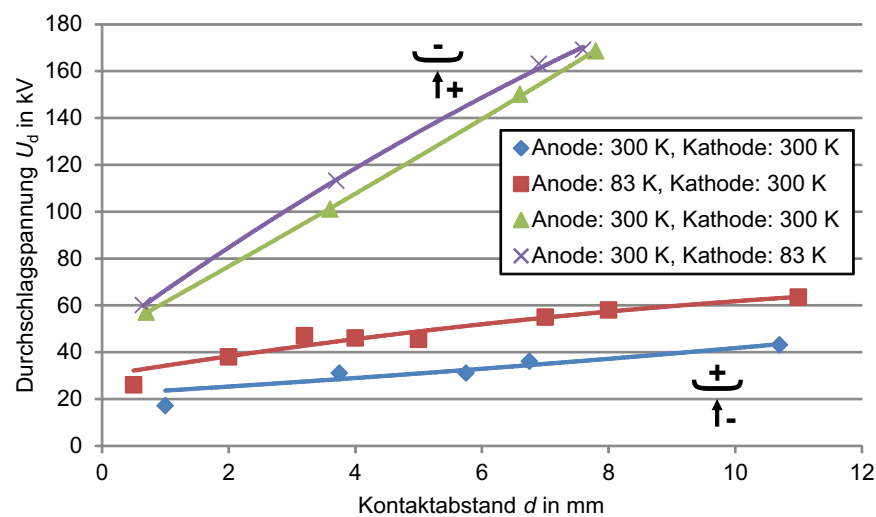


Abbildung 6.6: Durchschlagspannung U_d als Funktion des Kontaktabstandes d bei einer Spitze-Platte-Anordnung im Vakuum mit den jeweils angegebenen Elektrodentemperaturen unter Stoßspannungsbeanspruchung nach Mazurek et al. [Maz 1981]

wurden [Lat 1995] [Maz 1981].

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen ergeben sich hieraus einige interessante Ansätze:

- *Spannungsform*: Um eine unzulässige Erwärmung der Anode, wie von Schmidt beschrieben [Sch 1979], zu vermeiden, werden alle Untersuchungen mit Stoßspannung durchgeführt. Die Ergebnisse von Mazurek et al. zeigen, dass sich hiermit ebenfalls höhere Durchschlagspannungen nachweisen lassen [Maz 1981].
- *Fremdschichten*: Alle genannten Autoren beschreiben den teilweise großen Einfluss von Fremdschichten auf den Elektroden. Diese lassen sich durch den Aufbau in einem Kryostaten nicht vermeiden, sind allerdings in kommerziellen Vakuumschaltröhren nicht zu erwarten, was bereits in Abschnitt 5.1 erwähnt wurde. Bei den durchgeführten Versuchen kann ein solcher Einfluss folglich ausgeschlossen werden.
- *Kontaktabstand*: Der Einfluss des Kontaktabstandes beim Vakuumdurchschlag wurde in der genannten Literatur ebenfalls betrachtet. Während bei kleinen Kontaktabständen die Bildung von Kathodenplasma ausreicht, um die Schaltstrecke zu überbrücken, ist bei größeren Abständen der Durchschlag anodeninitiiert. Folglich sollten hier ebenfalls unterschiedliche Kontaktabstände untersucht werden.

Auf die Versuche sowie die erzielten Ergebnisse wird im folgenden Abschnitt detailliert eingegangen.

6.2 Eigene Untersuchungen

Im Unterschied zu den bereits angesprochenen Kryokabeln wurde die dielektrische Festigkeit von Vakuumschaltröhren mit gekühlten Kontakten bisher nicht untersucht. Hierbei muss, wie bereits erwähnt, zwischen dem Durchschlag in flüssigem Stickstoff bzw. einem Überschlag entlang der Isolatoroberfläche und dem Durchschlag im Vakuum bei gekühlten Elektroden unterschieden werden. Bei ersterem handelt es sich um einen klassischen Durchschlag in Gas oder Flüssigkeit, bei letzterem um einen Vakuumdurchschlag. Beiden liegen also unterschiedliche Durchschlagmechanismen zugrunde. Der Vakuumdurchschlag wird bei kleinen Kontaktabständen zwischen den Elektroden, bei größeren Abständen eventuell auch über den Dampfschirm erfolgen. Das Schaubild in Abbildung 6.7 verdeutlicht diesen Zusammenhang.

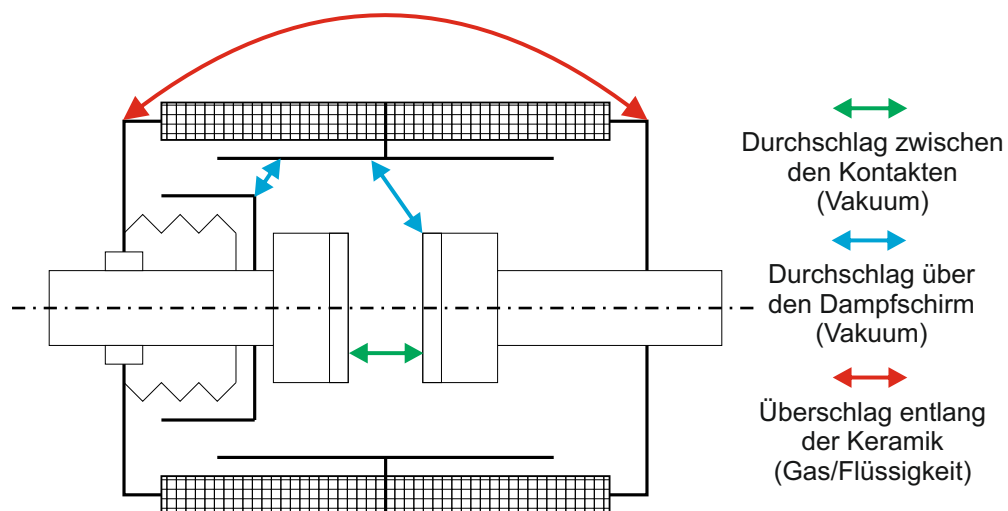


Abbildung 6.7: Vereinfachtes Schaubild zur Darstellung der möglichen Stellen für dielektrisches Versagen von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff

Legt man eine Spannung an eine Vakuumschaltröhre mit geöffneten Kontakten und steigert diese in der Folge, wird es an der Stelle mit der geringsten dielektrischen Festigkeit zu einem Versagen der Isolation kommen. In Luft tritt dieser Fall aufgrund der kompakten Bauform in der Regel an der Außenseite der Keramik auf, weshalb eine zusätzliche Isolation durch beispielsweise SF_6 oder den Verguss des gesamten Schalterpols notwendig ist. Dies ändert sich grundsätzlich bei einem Eintauchen der Schaltröhren in flüssigen Stickstoff, wie ein Vergleich der Durchschlagspannungen zeigt. In flüssigem Stickstoff hängt diese neben dem Druck und der Temperatur auch

von Volumen- und Oberflächeneffekten sowie eventuell vorhandenen Eispartikeln ab [Hay 1997] [Fin 2010] [Sau 2009]. Für Stickstoff von technischer Qualität lässt sich die Durchschlagsspannung U_d nach folgender Formel berechnen [Ger 1998]:

$$U_d = c \cdot d^{0,8}. \quad (6.4)$$

Dabei ist c eine Konstante mit $c = 29 \text{ kV} \cdot \text{mm}^{-0,8}$ und d bezeichnet den Kontaktabstand in mm. Gleichung 6.4 gilt für Gleichspannung und ein (quasi-)homogenes Feld [Ger 1998]. Für einen Kontaktabstand von 10 mm ergibt sich hieraus eine Durchschlagsspannung von etwa 183 kV und somit ein um den Faktor 6 höherer Wert als in Luft [Küc 2009]. Untersuchungen in flüssigem Stickstoff zeigen, dass auch entlang von Isolatoroberflächen Steigerungen der Spannungsfestigkeit im Vergleich zu Luft zu erwarten sind [Bla 2009] [But 1999] [Jam 2006] [Jam 2007]. Einige Veröffentlichungen berücksichtigen zudem den Einfluss von Blasen, die beim Sieden des Stickstoffes entstehen. Diese können die Spannungsfestigkeit beträchtlich verringern. Niedrigere Werte als in Luft sind aufgrund von Feldverdrängung und erhöhtem Druck allerdings nicht zu erwarten [Bla 2015] [Har 1991] [Sau 2009].

Die Steigerung der äußeren dielektrischen Festigkeit konnte im Rahmen dieser Arbeit insofern bestätigt werden, als dass es nicht möglich war, in flüssigem Stickstoff selbst bei Normaldruck und maximalem Kontaktabstand einen Überschlag entlang der Keramik zu provozieren. Dies hat zur Folge, dass sich dieser Aspekt nicht detailliert untersuchen lässt. Da sich der Durchschlag im Bereich der geringsten Festigkeit entwickelt, die nun offenbar im Inneren der Schaltröhre liegt, ist dies auch nicht erforderlich. Beim Einsatz von Vakuum-Schaltröhren in flüssigem Stickstoff ist folglich bei vergleichbaren Geometrien grundsätzlich davon auszugehen, dass die äußere dielektrische Festigkeit größer ist als die innere. Im Folgenden werden demnach nur die Versuche zur Bestimmung der inneren dielektrischen Festigkeit beschrieben.

6.2.1 Prüfkreis

Wie bereits in Abschnitt 6.1.2 beschrieben, sind die zu erwartenden Ergebnisse stark von der gewählten Spannungsform abhängig. In der Folge wird deshalb lediglich die Untersuchung der dielektrischen Festigkeit mit Stoßspannung beschrieben. Aufgrund von Konditionierung und Dekonditionierung kommt dem eigentlichen Prüf-

kreis hierbei eine besondere Bedeutung zu. Untersuchungen von Leusenkamp und Psotta et al. zeigen, dass sich durch geeignete Wahl der Kreisparameter Dekonditionierungseffekte reduzieren lassen [Leu 2012] [Pso 2014]. Der verwendete Prüfkreis ist in Abbildung 6.8 dargestellt. Er besteht im Wesentlichen aus einem vierstufigen Marxgenerator¹⁸ mit zusätzlichem Dämpfungswiderstand R_D (Bereich A), dem Prüfling (Bereich B) sowie einem Spannungsteiler (Bereich C)¹⁹. Laut Psotta et al. lassen sich bei den gegebenen Kreiselementen die besten Ergebnisse (im Sinne von minimalen Dekonditionierungseffekten) mit $R_D = 50 \text{ k}\Omega$ erzielen. Hiermit ergibt sich eine Stoßspannungsform von $30/115 \text{ }\mu\text{s}$ [Pso 2014].

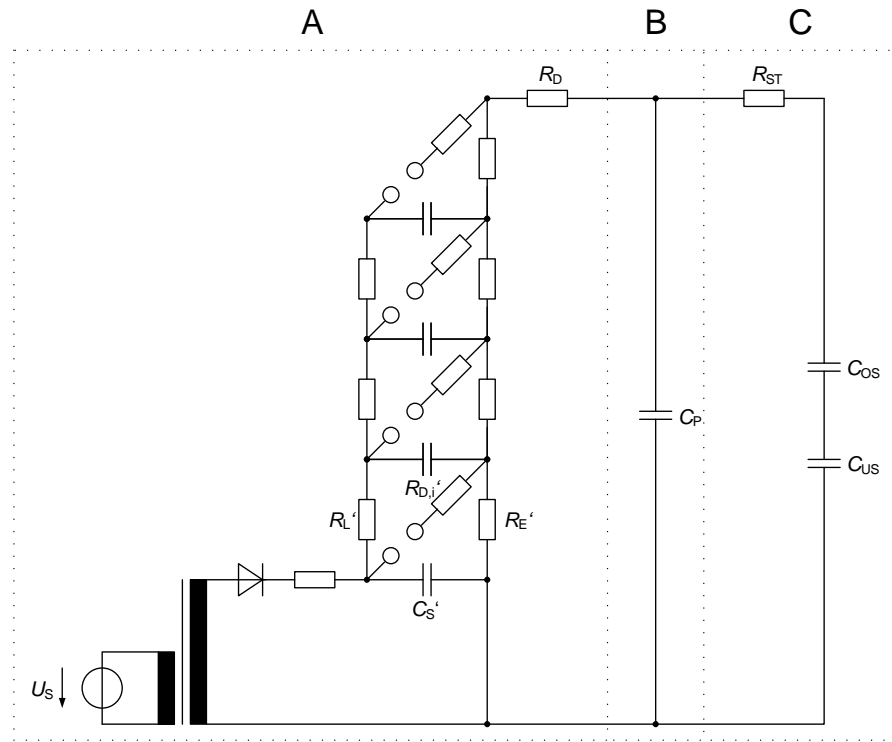


Abbildung 6.8: Stoßspannungskreis zur Untersuchung der dielektrischen Festigkeit von Vakuumchaltröhren in flüssigem Stickstoff

¹⁸Die maximale Stufenladespannung betrug 200 kV , sodass eine maximale Summenladespannung von 800 kV erzielt werden konnte.

¹⁹Technische Daten zur verwendeten Messtechnik können dem Anhang A.2 entnommen werden.

Die einzelnen Elemente des Stoßspannungskreises können Tabelle 6.2 entnommen werden.

Tabelle 6.2: Elemente des Stoßspannungskreises in Abbildung 6.8 zur Untersuchung der dielektrischen Festigkeit von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff (in alphabetischer Reihenfolge)

Bezeichnung	Größe
C_{OS}	250 pF
C_P	$< 10 \text{ pF}^{20}$
C'_S	250 nF
C_{US}	546 nF
R_D	50 k Ω
$R'_{D,i}$	18,8 k Ω
R'_E	22 Ω
R'_L	19,9 k Ω
R_{ST}	900 Ω

6.2.2 Prüflinge und Versuchsdurchführung

Die verwendeten Prüflinge setzten sich aus fünf kommerziellen Vakuumschaltröhren von zwei unterschiedlichen Herstellern mit Kontakten aus Kupfer-Chrom zusammen. Die wichtigsten technischen Daten sind in Tabelle 6.3 angegeben.

Tabelle 6.3: Technische Nenndaten der Prüflinge zur Untersuchung der dielektrischen Festigkeit

Bemessungsgröße	Prüfling				
	DA	DB	DC	DD	DE
Betriebsspannung in kV	24	24	24	12	12
Betriebsstrom in A	2000	2000	2500	1250	2500
Kurzschluss-Ausschaltstrom in kA	25	25	20	20	40
Kontakthub in mm	14 ± 1	14 ± 1	12 ± 1	8 ± 1	12 ± 2

Zur Durchführung der Versuche wurden die Kontakte der Prüflinge mechanisch geöffnet und beim Erreichen des gewünschten Hubes fixiert. Anschließend wurden sie in einer offenen Wanne aus EPP platziert und mit Stickstoff übergossen bis

²⁰Die exakte Kapazität hängt von der Geometrie des verwendeten Prüflinges sowie dem eingestellten Kontaktabstand ab. Der Einfluss auf die Stoßspannungsform ist vernachlässigbar.

eine vollständige Überdeckung gegeben war. Während der Versuche wurde bei Bedarf Stickstoff nachgefüllt. Zur Bestimmung der inneren dielektrischen Festigkeit bei Umgebungstemperatur wurde der Prüfling außen mit Transformatoröl isoliert.

Die Versuchsreihe wurde begonnen, sobald der Prüfling vollständig die Temperatur des flüssigen Stickstoffes angenommen hatte. Aufgrund der Homogenität des elektrischen Feldes zwischen den Kontaktstücken wurde ausschließlich mit positiver Polarität geprüft. Im ersten Schritt wurde der Prüfling mit einem Stoß mit einer Amplitude unterhalb der Stehspannung beaufschlagt. Hierdurch konnte gewährleistet werden, dass die Versuchsreihe nicht mit einem Durchschlag beginnt. In der Folge wurde die Amplitude in Schritten von 4 kV gesteigert, bis es zum Durchschlag kam. Danach wurde wieder mit einer Amplitude unterhalb der Stehspannung begonnen. Dieses Verfahren wurde praktiziert bis mindestens 50 Durchschläge notiert werden konnten. Im Allgemeinen ist die Konditionierung zu diesem Zeitpunkt noch nicht abgeschlossen, befindet sich allerdings im Bereich der Sättigung, wo nur noch ein geringer Anstieg zu verzeichnen ist [Pso2014]. Somit sind die einzelnen Messreihen miteinander vergleichbar. Eine Darstellung der Ergebnisse erfolgt im nächsten Abschnitt.

6.2.3 Ergebnisse

Jeder Prüfling wurde mit Kontaktabständen von 4 mm, 8 mm und dem Bemessungshub (Maximum) geprüft, sofern dieser oberhalb von 8 mm lag. Bei zwei unterschiedlichen Temperaturniveaus ergeben sich hieraus maximal sechs Messreihen pro Prüfling. Die Ergebnisse für Prüfling DA können Abbildung 6.9 entnommen werden. Aufgetragen ist jeweils die Durchschlagsspannung U_d über der Nummer des Versuches. Eine Legende mit der Erläuterung der verwendeten Farben ist in Tabelle 6.4 zu finden.

Tabelle 6.4: Legende zu den Abbildungen 6.9 bis 6.13

Kontaktabstand	Farbe	
	77 K	293 K
4 mm	dunkelblau	rot
8 mm	grün	violett
Maximum (12 oder 14 mm)	hellblau	orange

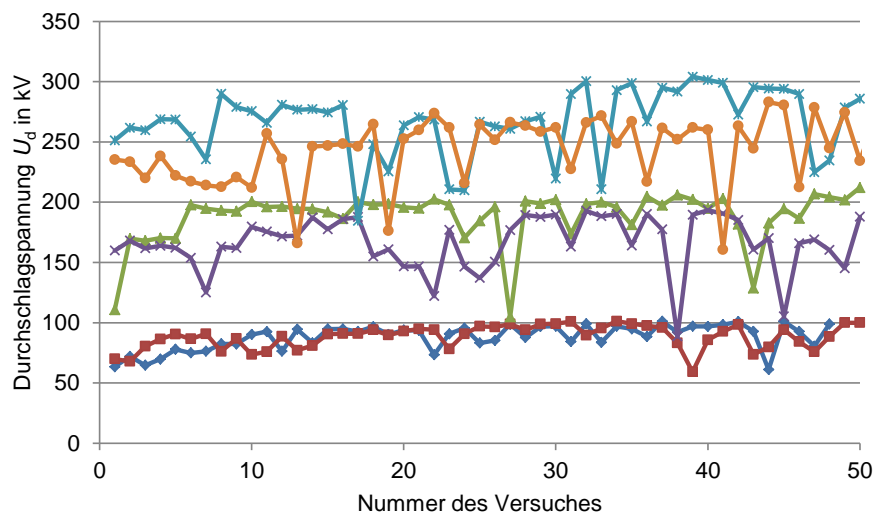


Abbildung 6.9: Durchschlagspannung U_d von Prüfling DA aufgetragen über der Nummer des Versuches für drei unterschiedliche Kontaktabstände bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff; Legende entsprechend Tabelle 6.4

Die Ergebnisse der weiteren Versuchsreihen können für Prüfling DB der Abbildung 6.10, für Prüfling DC der Abbildung 6.11, für Prüfling DD der Abbildung 6.12 und für Prüfling DE der Abbildung 6.13 entnommen werden.

Bei der Betrachtung dieser Abbildungen fällt zunächst auf, dass der Effekt der Konditionierung nur schwach ausgeprägt ist, da alle Prüflinge bereits von Seiten des Herstellers konditioniert wurden. Bei Kontaktabständen größer 4 mm treten allerdings teilweise immer noch deutliche Dekonditionierungseffekte auf. Dies ist auf die zunehmende eingebrachte Energie bei höheren Stoßspannungen zurückzuführen. Der Effekt des zusätzlichen Widerstandes kommt hier offenbar nicht wie erhofft zum Tragen. Bedingt durch diese Dekonditionierungseffekte sowie die Tatsache, dass zwei Durchschläge nicht statistisch unabhängig voneinander sind, ist eine entsprechende Auswertung schwierig. Der Vergleich der einzelnen Messreihen erfolgt deshalb durch die Betrachtung der gesamten Stichprobe. Hierbei fällt auf, dass es bei den Versuchen in flüssigem Stickstoff zu keiner Reduzierung der dielektrischen Festigkeit kommt. Bei Kontaktabständen größer 4 mm ist sogar eine geringe Steigerung festzustellen, die allerdings nur in der Größenordnung von 10 % liegt. Bei 4 mm ist ein solcher Effekt nicht festzustellen. Diese Ergebnisse stehen weitestgehend im Einklang mit den in Kapitel 6.1.2 genannten Ergebnissen aus der Literatur. Auch hier wurde mit zunehmendem Kontaktabstand über einen größeren Einfluss der Temperatur berich-

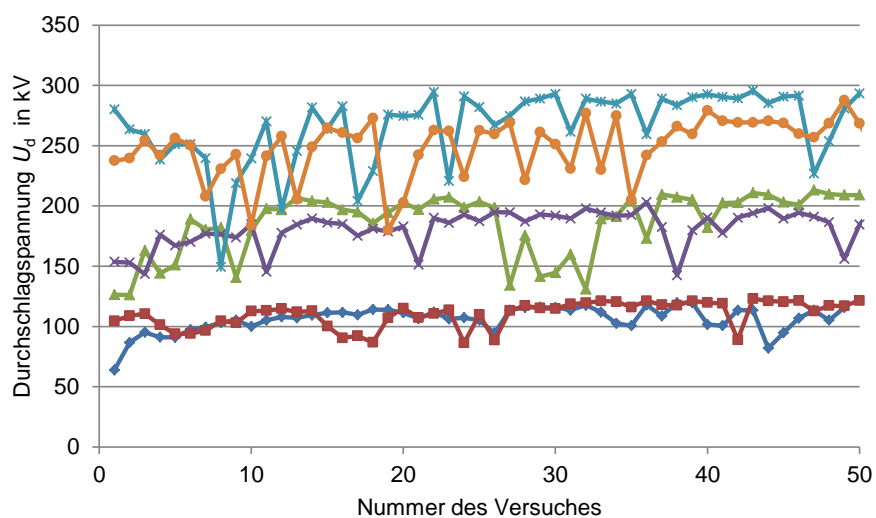


Abbildung 6.10: Durchschlagsspannung U_d von Prüfling DB aufgetragen über der Nummer des Versuches für drei unterschiedliche Kontaktabstände bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff; Legende entsprechend Tabelle 6.4

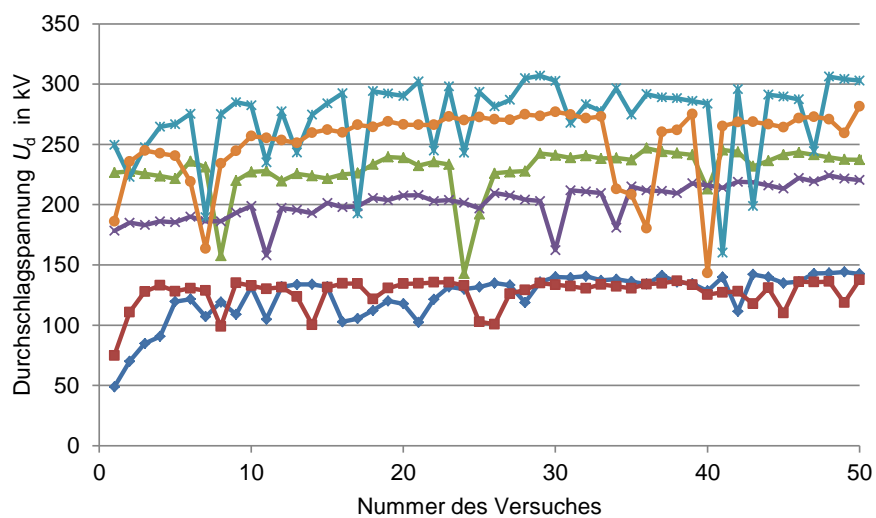


Abbildung 6.11: Durchschlagsspannung U_d von Prüfling DC aufgetragen über der Nummer des Versuches für drei unterschiedliche Kontaktabstände bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff; Legende entsprechend Tabelle 6.4

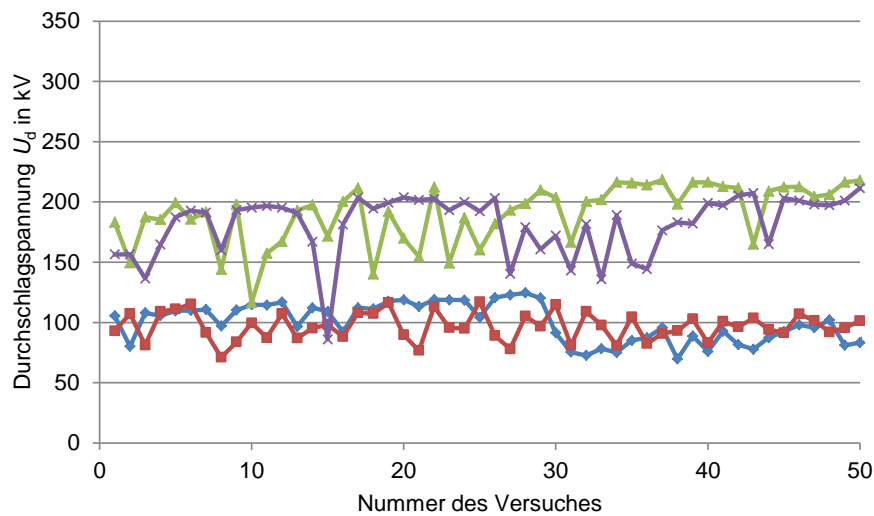


Abbildung 6.12: Durchschlagspannung U_d von Prüfling DD aufgetragen über der Nummer des Versuches für zwei unterschiedliche Kontaktabstände bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff; Legende entsprechend Tabelle 6.4

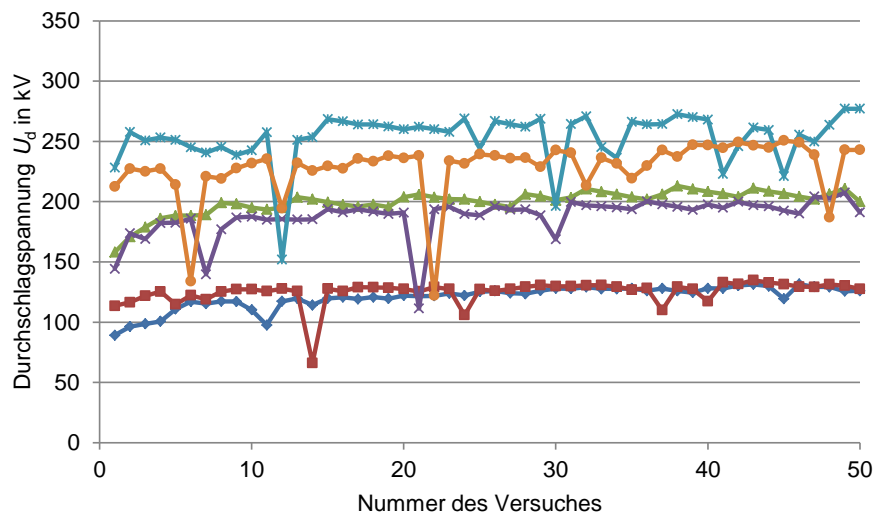


Abbildung 6.13: Durchschlagspannung U_d von Prüfling DE aufgetragen über der Nummer des Versuches für drei unterschiedliche Kontaktabstände bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff; Legende entsprechend Tabelle 6.4

tet. Dies ist auf den mit größerem Kontaktabstand zunehmenden Einfluss der Anode zurückzuführen. Die absoluten Werte sind jedoch mit denen der Literatur nicht vergleichbar, da in dieser Arbeit andere Elektrodengeometrien und -materialien sowie eine andere Spannungsform verwendet wurden, was aus der Beschränkung auf kommerzielle Vakuumschaltröhren resultiert.

6.3 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die dielektrische Festigkeit kommerzieller Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff untersucht. Dabei wurde zwischen der äußeren und der inneren Festigkeit unterschieden. Durch das Eintauchen der Schaltröhren in flüssigen Stickstoff steigt die äußere Festigkeit an, sodass selbst bei maximalem Kontakthub kein Überslag provoziert werden konnte. Eine zusätzliche Isolation, wie sie bei Umgebungstemperatur erforderlich ist, kann hierdurch vermieden werden. Der Einfluss durch Erwärmung der Röhre und die damit einhergehende Blasenbildung wurde nicht berücksichtigt. Der Durchschlag im Vakuum wurde in umfangreichen Messreihen untersucht, um den Einfluss der Temperatur auf die innere dielektrische Festigkeit zu bestimmen. In der Literatur wurden ähnliche Untersuchungen an Modellvakuumkammern durchgeführt, die jedoch eine unabhängige Kühlung von Kathode und Anode erlaubten. Dort konnte unter anderem gezeigt werden, dass die Kühlung der Anode einen deutlich größeren Einfluss auf die Spannungsfestigkeit hat. Nur Kirsch berichtete sogar von reduzierten Durchschlagsspannungen, was allerdings auf Fremdschichten aus Eis an der Oberfläche der Elektroden zurückzuführen war. Die Ergebnisse der eigenen Untersuchungen zeigen eine vergleichbare Tendenz. Auch hier konnte keine Verschlechterung beobachtet werden. Bei zunehmenden Kontaktabständen ist sogar ein Anstieg der Spannungsfestigkeit erkennbar. Ein Vergleich der gemessenen Werte mit den in Tabelle 6.1 angegebenen Bemessungs-Blitzstoßspannungen zeigt, dass die nach Norm geforderten Pegel bei maximalem Kontakthub nach wie vor problemlos eingehalten werden.

7 Abreißstrom

Der Stromabriss ist ein bekanntes Phänomen beim Ausschalten von Strömen mit Vakuumschaltern und einer ihrer wenigen Nachteile. Der Fokus in diesem Kapitel liegt auf dem Einfluss der Kontakttemperatur, die Messungen in flüssigem Stickstoff von denen bei Umgebungstemperatur unterscheidet. Im Anschluss an den Stand des Wissens wird näher auf den verwendeten Versuchsaufbau und die gewonnenen Ergebnisse eingegangen. Eine statistische Auswertung soll zeigen, ob Unterschiede aufgrund der Temperatur zu erkennen sind.

7.1 Grundlagen

Nähert sich der Strom des Lichtbogens seinem natürlichen Nulldurchgang, wird er nur noch von einem Kathodenfußpunkt getragen. Bei weiter sinkender Amplitude wird dieser nicht mehr ausreichend mit Energie versorgt und es kommt zunächst zu Instabilitäten. Bei induktiver Last drücken sich diese aufgrund schwacher Dämpfung durch hochfrequente Schwingungen aus, die dem Stromverlauf überlagert sind. Sinkt der Strom weiter, kommt es letztendlich zu einem Zeitpunkt, zu dem die Gesamtschwingung einen Nulldurchgang macht, zum Stromabriss. Die Höhe des Abreißstromes ist dabei sehr stark vom Kontaktmaterial und den Parametern des Prüfkreises abhängig [Hal 2013][Sla 2008]. In Abbildung 7.1 ist beispielhaft der Stromverlauf eines Stromabrisses grafisch dargestellt.

Wird, wie in Abbildung 7.2 dargestellt, eine induktive Last ausgeschaltet, ist zum Zeitpunkt des Stromabrisses in dieser Energie gespeichert. Unterbricht der Schalter den Strom, entlädt sich die gespeicherte Energie in die parallel liegende Kapazität. Durch Gleichsetzen der Ausdrücke für die jeweils in den Kreiselementen gespeicherte

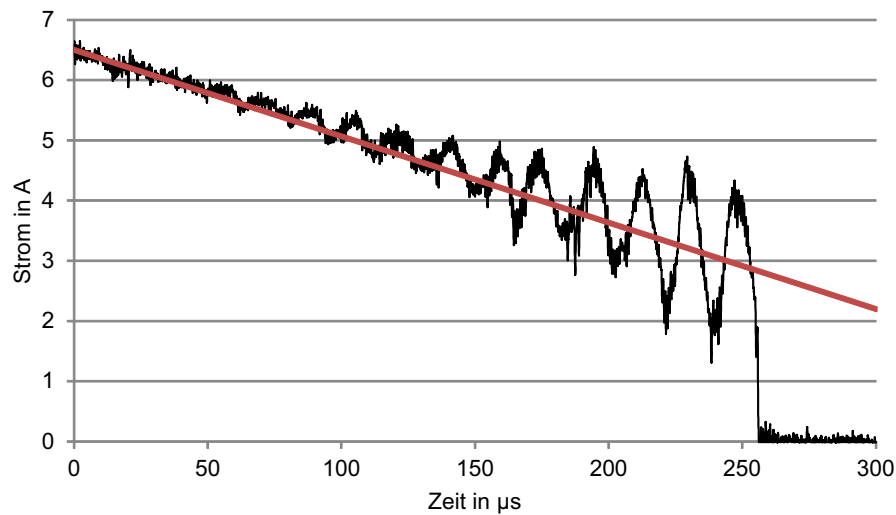


Abbildung 7.1: Beispielhafter Verlauf der Instabilität sowie des Stromabrisses (schwarz) beim Ausschalten eines induktiven Stromes mit Hilfe eines Vakuumschalters im Vergleich zum prospektiven 50-Hz-Verlauf des Wechselstromes (rot); Abreißstrom in diesem Fall etwa 2,8 A

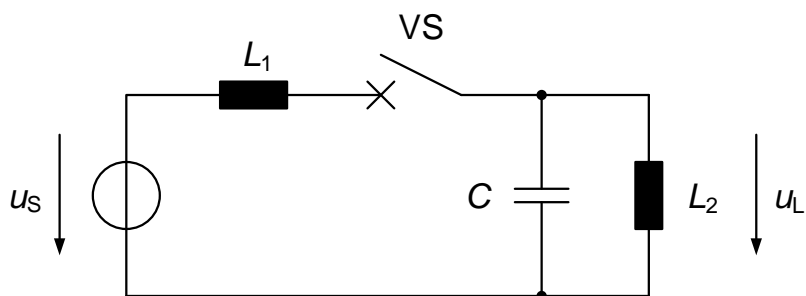


Abbildung 7.2: Induktiver Schaltfall zur Verdeutlichung des Auftretens von Überspannungen bei einem Stromabriss; Abbildung nach Halbach [Hal 2013]

Energie lässt sich der maximal mögliche Scheitelwert der dabei auftretenden Spannung \hat{U}_{ch} entsprechend der folgenden Gleichung bestimmen [Hal 2013]:

$$\hat{U}_{\text{ch}} = I_{\text{ch}} \cdot \sqrt{\frac{L_2}{C}}. \quad (7.1)$$

Dabei bezeichnet I_{ch} den Abreißstrom. L_2 und C ergeben sich aus Abbildung 7.2 und repräsentieren üblicherweise induktive Lasten wie Transformatoren oder Motoren bzw. die Kabel zwischen dem Schalter und ebendieser Last [Hal 2013]. Als besonders kritisch wird in der Literatur das Ausschalten leerlaufender Transformatoren beschrieben [Pop 1999][Pop 2001].

Beim Öffnen der Kontakte kommt es aufgrund von Unebenheiten auf der Oberfläche nicht zu einer sofortigen galvanischen Trennung. Der Strom fließt zunächst über einzelne Mikrospitzen (im Extremfall eine einzige) weiter, erreicht dort allerdings solch hohe Stromdichten, dass es zu einer Aufschmelzung und in der Folge schließlich zu einer Verdampfung von Kontaktmaterial kommt. Die Punkte auf der Kathode, an denen die Verdampfungstemperatur des Kontaktmaterials erreicht ist und Ladungsträger emittiert werden, nennt man Kathodenflecken [Lip 2003] [Ree 1963].

Die Stromtragfähigkeit der Kathodenflecken ist begrenzt, deshalb hängt deren Anzahl von der Amplitude des Stromes ab. Slade nennt beispielsweise für Kupfer einen durchschnittlichen Strom pro Fleck von 75-100 A, für Chrom liegt der Strom bei 30-50 A pro Fleck [Sla 2008]. Von Beilis et al. werden für Kupfer 150 ± 70 A und für CuCr 100 ± 30 A genannt [Bei 1997]. Dies hat zur Folge, dass sich bei ansteigendem Strom weitere Kathodenflecken bilden, die bei sinkendem Strom wieder verlöschen. Die genaue Anzahl an Kathodenflecken lässt sich allerdings nur schwer vorhersagen. Der minimale Strom, den ein Kathodenfleck führen kann, bevor es zum Erlöschen kommt, liegt allerdings deutlich unter den oben aufgeführten Werten. Boxman nennt für Kupfer einen minimalen Strom von 1,6 A und für Chrom einen minimalen Strom von 0,2 A [Box 1995]. Kurz vor dem natürlichen Nulldurchgang kann jedoch davon ausgegangen werden, dass lediglich ein einzelner Kathodenfleck existent ist [Sla 2008].

7.1.1 Kathodenfleckmodelle

In der Literatur werden hauptsächlich zwei Modelle zur Entstehung von Kathodenfleckchen beschrieben [Lip 2003]. Auf diese soll nun kurz eingegangen werden.

Thermo-Feld-Emissions-Modell

Das Thermo-Feld-Emissions-Modell (TFE-Modell) geht zurück auf Ecker (zum Beispiel [Eck 1971]) und beschreibt die Bildung von Plasma durch Aufschmelzen, Verdampfen und anschließende Ionisation des Kathodenwerkstoffes. Eine Bewegung des Kathodenfleckes auf der Kontaktoberfläche wird dabei vernachlässigt. Der Metaldampf verlässt den Kathodenfleck im neutralen Zustand und wird erst durch Feldemission ionisiert. Durch die unterschiedliche Beweglichkeit von Elektronen und Ionen bildet sich eine Raumladungszone aus, die das elektrische Feld vor dem Kathodenfleck und damit die Thermoemission verstärkt. Oberhalb der Raumladungszone und des quasineutralen Übergangsgebietes befindet sich die Ionisierungszone. Der Metaldampf wird hier ionisiert und kehrt als positiver Ionenstrom zur Kathode zurück. Der Strom zur Anode besteht folglich hauptsächlich aus den beschleunigten Elektronen. Neben der Joule'schen Aufheizung bildet der Ionenstrom die Energiezufuhr des Kathodenfleckes, um die durch Emission und Wärmeleitung entstehenden Verluste zu kompensieren. Neben der nicht vorhandenen Bewegung der Kathodenfleckchen setzt dieses Modell leicht verdampfende Kontaktwerkstoffe sowie eine glatte Kontaktoberfläche voraus. Die Bildung von Kratern durch das Aufschmelzen wird vernachlässigt [Lip 2003].

Für eine detailliertere Beschreibung dieses Modells sowie die dazu gehörenden mathematischen Herleitungen sei auf weiterführende Literatur verwiesen [Eck 1971] [Eck 1972] [Eck 1974] [Lip 1976] [Lip 1977] [Rie 1989b].

Explosive-Electric-Emission-Modell

Das Explosive-Electric-Emission-Modell (EEE-Modell) geht auf Mesyats und Litvinov zurück [Lit 1985]. Es wird angenommen, dass das Elektrodenmaterial mit Erreichen der Verdampfungstemperatur einen überkritischen Zustand erreicht und explosionsartig verdampft. Hierbei entsteht ein kleiner Krater auf der Kathodenoberfläche.

che. Dieser Vorgang wiederholt sich in unmittelbarer Nähe des vorhandenen Kraters, wodurch eine Bewegung des Fußpunktes entsteht. Dies wird durch die Wärmeleitung innerhalb des Kontaktes begünstigt. Im Vergleich zum TFE-Modell ($t > 100$ ns) beträgt die Dauer bis zum Wiederspülen der Fußpunkte nur wenige Nanosekunden. Ein weiterer Unterschied liegt in der Stromdichte von etwa $j = 10^8$ A/m², die damit zwei Größenordnungen über der des TFE-Modells liegt. Experimentelle Untersuchungen stützen die Annahmen des EEE-Modells [And 1992] [Lip 2003].

Für zusätzliche Informationen sei auf die bereits genannte sowie weiterführende Literatur verwiesen [And 2008] [Lat 1995] [Lit 1983] [Lit 1998].

7.1.2 Krater und Erosion

Die Größe des Kathodenfleckes und damit auch des entstehenden Kraters hängt vom Kontaktmaterial und der Höhe des Stromes, den der Fleck trägt, ab. Nach Fang wird so lange Kontaktmaterial aufgeschmolzen, bis im Kathodenfleck ein Gleichgewicht zwischen zugeführter Energie (ohmsche Verluste und auftreffende Ionen) und abgegebener Energie (Erosion und Wärmeleitung im Kontakt) herrscht. Ist dieses Gleichgewicht erreicht, stoppt die Verdampfung und es bildet sich an einer zufälligen Seite des Kraterrandes ein neuer Krater [Fan 1982b]. Der Einfluss der einzelnen Mechanismen wird von Hantzsche näher beleuchtet [Han 1980].

Neben den bereits beschriebenen Einflussgrößen wird von Jüttner auch der Einfluss der Kathodentemperatur beschrieben. Bleibt die im Kathodenfleck umgesetzte Leistung gleich, kann bei höherer Kontakttemperatur ein größeres Volumen aufgeschmolzen werden. Hierbei ist allerdings nicht die absolute Temperatur von Bedeutung, sondern der Bezug zur Schmelztemperatur T_m des Kontaktwerkstoffes [Jüt 1982] [Nür 1981]. Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass die Erwärmung durch den Einschlag von Ionen dominierend ist [Han 1979], lässt sich der Kraterradius r in Abhängigkeit der Kontakttemperatur T wie folgt abschätzen [Jüt 1982]:

$$\frac{r(T)}{r(300)} = \frac{\lambda(300)}{\lambda(T)} \cdot \frac{F(T)}{F(300)} \cdot \frac{T_m - 300}{T_m - T} \quad (7.2)$$

Dabei bezeichnet λ die thermische Leitfähigkeit des Kontaktmaterials und F eine Funktion zur Beschreibung des nicht-stationären Verhaltens der Kraterbildung.

Versuche haben gezeigt, dass der tatsächliche Kraterradius sogar noch leicht oberhalb dieser Abschätzung liegt [Jüt 1982]. Dennoch ergibt sich hieraus aufgrund der höheren thermischen Leitfähigkeit ein geringerer Radius für Stickstoff-gekühlte Elektroden.

7.1.3 Kathodenfleck-Bewegung und -Geschwindigkeit

Wie bereits erwähnt, wird unter der „Bewegung“ von Kathodenflecken ein ständiger Prozess aus Erlöschen und Neuzünden verstanden. Der Fleck selbst bewegt sich folglich nicht, es ist lediglich eine scheinbare Bewegung mit daraus resultierender Geschwindigkeit. Zur weitgehend zufälligen Bewegung der Kathodenflecke und warum diese retrograd ist, gibt es unterschiedliche Theorien, auf die hier nicht im Detail eingegangen werden soll [And 2005] [And 2008] [Jüt 2001].

Die Geschwindigkeit hängt neben dem Kathodenmaterial, der Stromstärke, dem Kontaktabstand und der Beschaffenheit der Kontaktfläche auch von deren Temperatur ab. Basierend auf Gleichung 7.2 lässt sich die Geschwindigkeit der retrograden Bewegung wie folgt beschreiben [Fan 1982a] [Fan 1983]:

$$\frac{v(T_0)}{v(300)} = \left(\frac{T_0}{5000} + \frac{T_m - T_0}{T_m - 300} \right)^{1/2}. \quad (7.3)$$

Für eine Temperatur $T_0 = 77$ K ergibt sich hieraus eine um etwa 10 % erhöhte Kathodenfleckgeschwindigkeit auf Kontakten aus reinem Kupfer. Für Chrom-Kontakte beträgt der Unterschied lediglich etwa 6,4 %. Für Kontakte aus Kupfer-Chrom liegt die Geschwindigkeit dazwischen, da der Kathodenfleck sowohl auf Kupfer- als auch auf Chrombereichen brennen kann. Welche Auswirkungen diese erhöhte Geschwindigkeit hat, soll im nächsten Abschnitt geklärt werden.

7.1.4 Instabilität und Stromabriss

Die optimale Amplitude des Stromes eines Kathodenfleckes liegt im Bereich zwischen 30 und 100 A. Fällt der Strom unter diesen Bereich, was bei einem sinusförmigen Strom vor dem Nulldurchgang immer der Fall ist, wird der Kathodenfleck instabil.

Dies bedeutet, dass nicht mehr genügend Metaldampf erzeugt wird, um die benötigten Ladungsträger zur Verfügung zu stellen. Wann es zu ersten Instabilitäten kommt, ist materialabhängig. Nach einer Instabilität kann sich der Kathodenfleck wieder regenerieren, wenn er vom Prüfkreis mit Energie versorgt wird. Bei einer bestimmten Stromamplitude ist dies allerdings nicht mehr der Fall, es kommt zum Stromabriss [Sla 2008] [Sme 1986] [Sme 1989]. Die Höhe des Abreißstromes hängt dabei sowohl vom Kontaktmaterial als auch von den Parametern des Prüfkreises ab. Maßgeblich für einen niedrigen Abreißstrom sind hierbei ein hoher Dampfdruck sowie eine niedrige thermische Leitfähigkeit [Gre 1994]. Da es bei geringerer Kontakttemperatur zu einer reduzierten Bildung von Metaldampf kommt [Fan 1982b], ist mit einem früheren Einsetzen von Instabilitäten zu rechnen. Da zudem die thermische Leitfähigkeit ansteigt, kann insgesamt ein Anstieg des Abreißstromes nicht ausgeschlossen werden. Da die statistische Streuung bei Untersuchungen des Abreißstromes sehr groß ist [Hal 2013], sollte eine ausreichend große Stichprobe erzeugt werden.

7.2 Eigene Untersuchungen

Die Wahl des Versuchskreises hat einen entscheidenden Einfluss auf die Höhe des Abreißstromes. So wird beispielsweise von Froncek für einen Vakuumschalter mit paralleltem RLC -Zweig ein mit steigender Kapazität ebenfalls steigender Abreißstrom beobachtet. Steigen dagegen der Widerstand, die Induktivität oder der Gesamtstrom, nimmt der Abreißstrom ab [Fro 1985]. Dass die Prüfkreise unterschiedlicher Veröffentlichungen nicht einheitlich sind, zeigt Abbildung 7.3, die einen Überblick über verwendete Prüfkreise gibt. Die damit gewonnenen Ergebnisse bestätigen weitgehend den bereits beschriebenen Einfluss von Gesamtstrom, paralleler Kapazität und paralleler Induktivität [Din 2003a] [Din 2003b] [Lip 1977] [Mur 1977] [Tay 2006].

Da eine Parallelschaltung aus Schalter und Last nicht praxisnah ist, schlägt Halbach die Verwendung eines Prüfkreises vor, der sich an DIN EN 62271-103 orientiert und in Abbildung 7.4 schematisch dargestellt ist. Der Prüfkreis besteht neben dem Vakuumschalter VS und der Spannungsquelle u_s aus einer Last, die sich in einen speiseseitigen Anteil Z_S und einen lastseitigen Anteil Z_L unterteilt. Während die Lastimpedanz beispielsweise einen Transformator oder einen Motor darstellt, bildet die Speiseimpedanz in der Regel ein Mittelspannungskabel nach [Hal 2013].

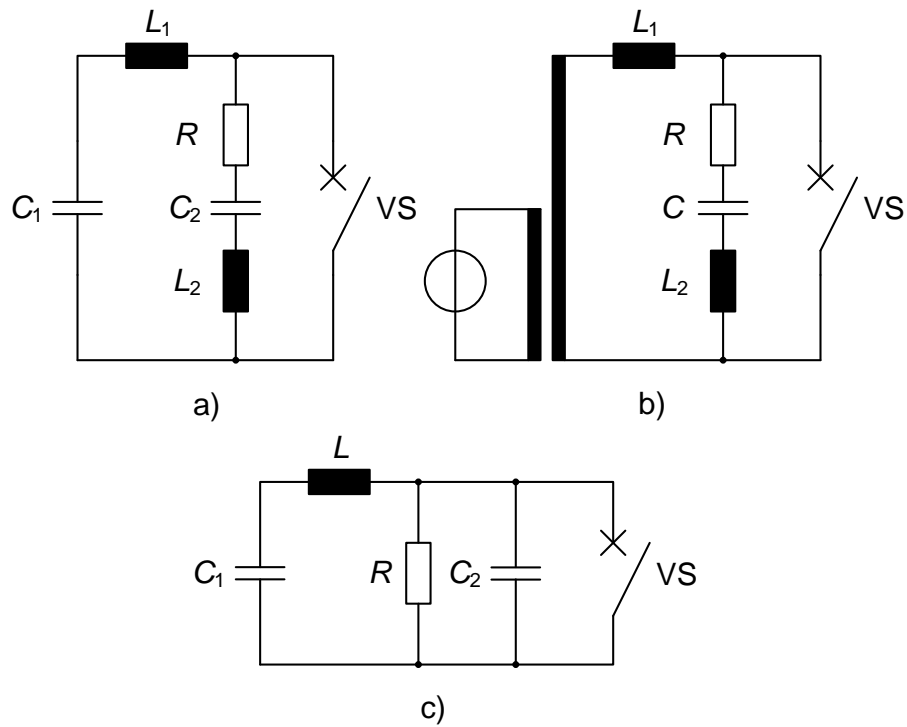


Abbildung 7.3: Übersicht in der Literatur verwendeter Prüfkreise: a) Ding et al. [Din 2003a], b) Murano et al. [Mur 1977], c) Taylor et al. [Tay 2006]

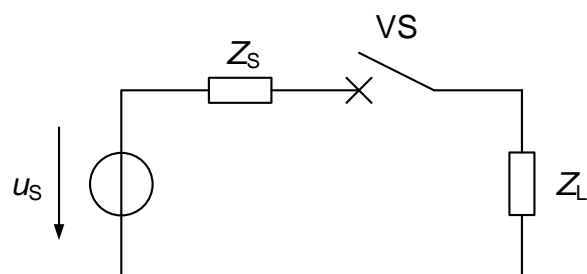


Abbildung 7.4: Einphasiger Prüfkreis nach DIN EN 62271-103 [DIN 2011]

Im Folgenden wird nun der im Labor aufgebaute Versuchskreis beschrieben.

7.2.1 Prüfkreis

Der gesamte Prüfkreis, basierend auf DIN EN 62271-103, ist in Abbildung 7.5 dargestellt. Neben dem Prüfschalter VS sind hier auch der Draufschalter S_D sowie der Blockierschalter S_B zu sehen, die als kommerzielle Vakuumleistungsschalter ausgeführt sind. Die Speiseimpedanz Z_S wird durch eine selbstgebaute Spule mit der Induktivität L_1 sowie dem ohmschen Widerstand R_1 realisiert. Gleiches gilt für die Lastimpedanz Z_L , die hier als Reihenschaltung aus L_2 und R_2 dargestellt ist. Bei rein ohmscher Last kommt lediglich der Widerstand R_3 zum Einsatz. Die Kapazitäten C_0 , C_1 und C_2 können diskret ausgeführt oder lediglich parasitär vorhanden sein. Die genauen Werte sind bei den jeweiligen Messreihen angegeben.

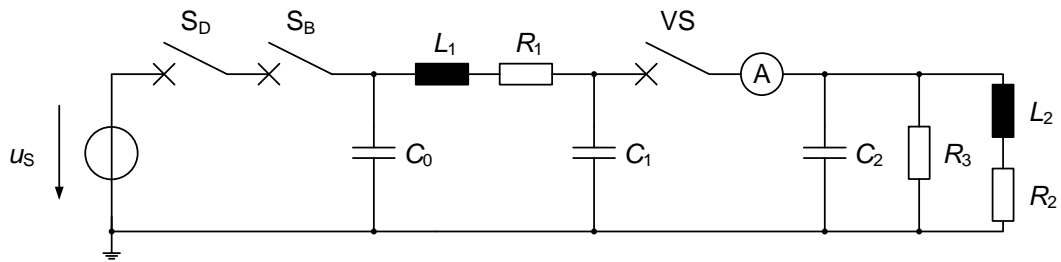


Abbildung 7.5: Gesamtübersicht des für die Abreißstrommessungen verwendeten Prüfkreises nach Halbach [Hal 2013]

Mit Hilfe dieser Werte lässt sich der sogenannte Kreiskennwiderstand Z_K bestimmen, der sich aus der speiseseitigen Induktivität und den Kapazitäten von Speise- und Lastseite ergibt. Er beeinflusst die Höhe des Abreißstromes maßgeblich und ist wie folgt definiert [Hal 2013]:

$$Z_K = \sqrt{\frac{L_1 \cdot (C_0 + C_2)}{C_0 \cdot C_2}}. \quad (7.4)$$

Detailliertere Informationen zum Kreis sowie der verwendeten Messtechnik können der Arbeit von Halbach entnommen werden [Hal 2013]. An dieser Stelle soll lediglich auf die Messung des Abreißstromes eingegangen werden, die direkt hinter dem Prüfschalter erfolgt und in Abbildung 7.5 mit „A“ markiert ist. Hierzu wird ein mit antiparallelen Dioden beschalteter Shunt verwendet, wie er in Abbildung 7.6 zu sehen ist. Die Größe des Shunts liegt im Bereich einiger zehn Milliohm. Bei kleinen Strömen im Bereich des Abreißstromes ist der Spannungsfall folglich so gering, dass

die Dioden hochohmig sind. Nahezu der gesamte Strom fließt somit über den Shunt und kann mit Hilfe eines Pearson-Wandlers gemessen werden. Höhere Ströme fließen über die Dioden und beeinflussen die Messung des Abreißstromes somit nicht [Koo 2011]. Die Signalübertragung zwischen Wandler und Oszilloskop erfolgt durch Lichtwellenleiter²¹.

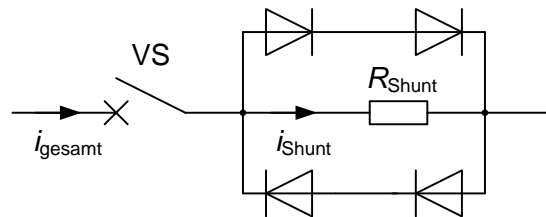


Abbildung 7.6: Abreißstrommessung bestehend aus Shunt und antiparallel geschalteten Dioden nach Koochack Zadeh [Koo 2011]

7.2.2 Prüflinge

Zur Messung des Abreißstromes wurden kommerzielle Vakuumschaltröhren eines Herstellers verwendet. Die Kontakte bestanden aus CuCr50. Eingebaut wurden die Prüflinge in ein kommerzielles Schaltgerät, das zwei Besonderheiten aufweist. Durch die Befestigung auf einem kippbaren Gitterrahmen ist es möglich, das Schaltgerät um 90° nach hinten zu kippen. Somit zeigen die Schalterpole nach unten, die Vakuumschaltröhre liegt horizontal und kann in flüssigen Stickstoff eingetaucht werden. Um den Einfluss des flüssigen Stickstoffes auf den Schaltkasten möglichst gering zu halten, wurden zudem die Stützer, an denen die Schalterpole befestigt sind, verlängert. Eine Zeichnung dieses Aufbaues kann Abbildung 7.7 entnommen werden.

Im Rahmen dieser Arbeit werden sowohl ohmsche als auch induktive Lasten unterschiedlicher Größe betrachtet. Hierauf wird im Folgenden eingegangen.

7.2.3 Ausschalten ohmscher Lasten

Das Ausschalten ohmscher Lasten stellt für einen Vakuumschalter keine besonders hohe Belastung dar, da Strom und Spannung in Phase liegen. Nach der Lichtbogenlöschung kommt es somit zu einem verhältnismäßig langsamen Anstieg der

²¹Technische Daten zur verwendeten Messtechnik können dem Anhang A.3 entnommen werden.

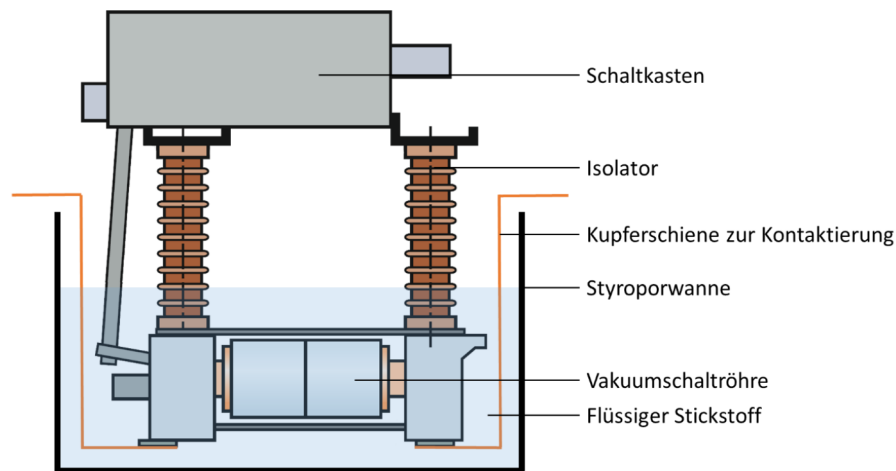


Abbildung 7.7: Schaltgerät mit Schalterpolen in flüssigem Stickstoff; unter Verwendung des Herstellerkataloges [Sie 2010]

Spannung. Aufgrund der fehlenden Induktivität auf der Lastseite sind zudem keine Überspannungen zu erwarten. Da es vor dem Stromabriss allerdings zu einem charakteristischen Stufenverlauf des Stromes kommt, wie er in Abbildung 7.8 in Schwarz dargestellt ist, wird dieser Fall trotzdem betrachtet.

In Abbildung 7.8 sind nach 33,92 ms erste Instabilitäten zu erkennen. Der Stromverlauf weicht in der Folge zunehmend vom in Rot dargestellten prospektiven 50-Hz-Verlauf ab, bis es nach 34,03 ms zum eigentlichen Stromabriss kommt. Vergleichbare Ergebnisse finden sich auch in der Literatur [Hal 2013] [Sme 1986].

Versuchsdurchführung und Prüfkreisparameter

In Kapitel 7.2 wurde bereits erwähnt, dass der Abreißstrom von der Höhe des 50-Hz-Stromes abhängt. Folglich wurden zwei verschiedene Stromamplituden untersucht. Der Versuchskreis wurde hierzu auf der Lastseite mit einer Impedanz von $R_3 = 8,4 \Omega$ (Versuchsreihe ABR1) bzw. $R_3 = 1,2 \Omega$ (Versuchsreihe ABR2) aufgebaut. Hieraus ergaben sich Ströme von 39 A bzw. 245 A. Die weiteren Parameter des Versuchskreises können Tabelle 7.1 entnommen werden.

Im Rahmen von ABR1 und ABR2 wurden jeweils 50 Ausschaltungen bei 77 K und bei 293 K durchgeführt, auf die nun genauer eingegangen werden soll.

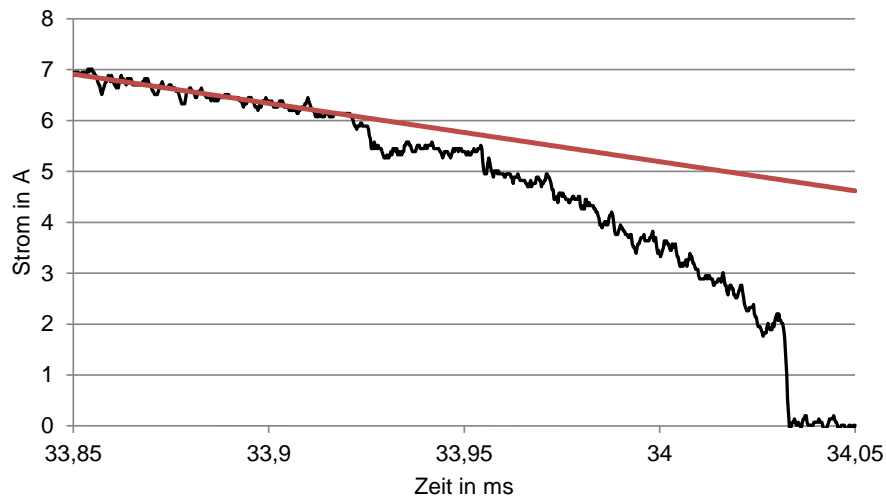


Abbildung 7.8: Typischer Verlauf des Stromes beim Ausschalten ohmscher Lasten nach Beginn der Instabilitäten (schwarz) im Vergleich zum prospektiven 50-Hz-Verlauf des Wechselstromes (rot)

Tabelle 7.1: Prüfkreisparameter beim Ausschalten ohmscher Lasten

Bezeichnung	Größe	
	ABR1	ABR2
L_1	0,25 mH	
R_1	0,1 Ω	
C_0	25 nF	
C_2	25 nF	
Z_K	141,4 Ω	
R_3	8,4 Ω	1,2 Ω

Ergebnisse

In Abbildung 7.9 sind exemplarisch die Ergebnisse der Versuchsreihe ABR1 dargestellt. In Rot sind die 50 gemessenen Abreißströme bei 293 K und in Blau diejenigen bei 77 K zu sehen. Auffällig ist zum einen die relativ große Streuung, die auch erwartet wurde und zum anderen ein relativ konstantes Niveau der Abreißstromamplituden. Es kommt folglich weder zu einer Verbesserung noch zu einer Verschlechterung mit zunehmender Versuchszahl.

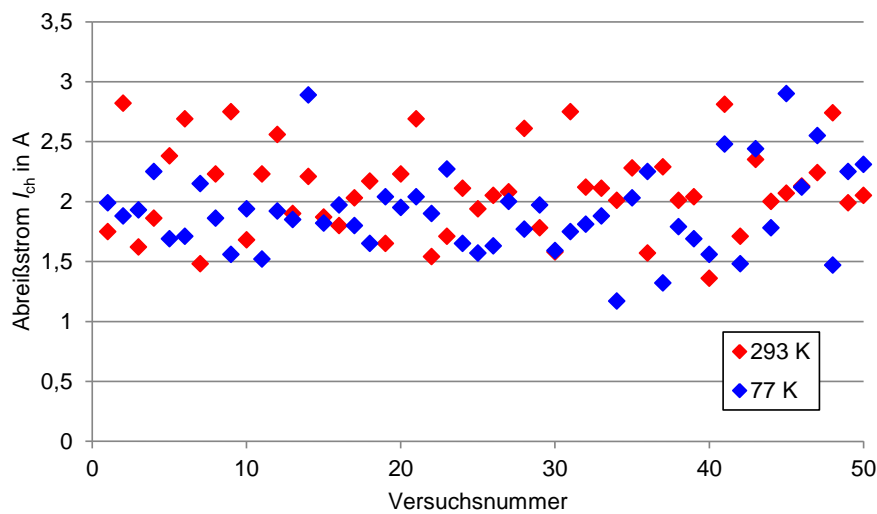


Abbildung 7.9: Darstellung der einzelnen Messdaten der Versuchsreihe ABR1 bei 77 K und 293 K

Eine einfache Möglichkeit zur grafischen Darstellung dieser Versuchsreihen stellen Boxplots dar. Sie zeigen neben dem Median und den beiden Quartilen auch die Extremwerte der Versuchsreihen [McG 1978]. In Abbildung 7.10 sind die Boxplots der Versuchsreihe ABR1 dargestellt.

Ein Vergleich der beiden Boxplots zeigt einen niedrigeren Median bei einer Temperatur von 77 K. Unter diesen Bedingungen scheint es auch zu etwas größeren Ausreißern zu kommen.

Abbildung 7.11 zeigt die beiden Boxplots der Versuchsreihe ABR2. Hier liegen die Mediane für die unterschiedlichen Temperaturen sehr dicht zusammen. Im Vergleich zu ABR1 liegt der Median etwas niedriger, was auf den größeren Gesamtstrom zurückzuführen ist. Dies bestätigt den bereits in Abschnitt 7.2 beschriebenen Zusammen-

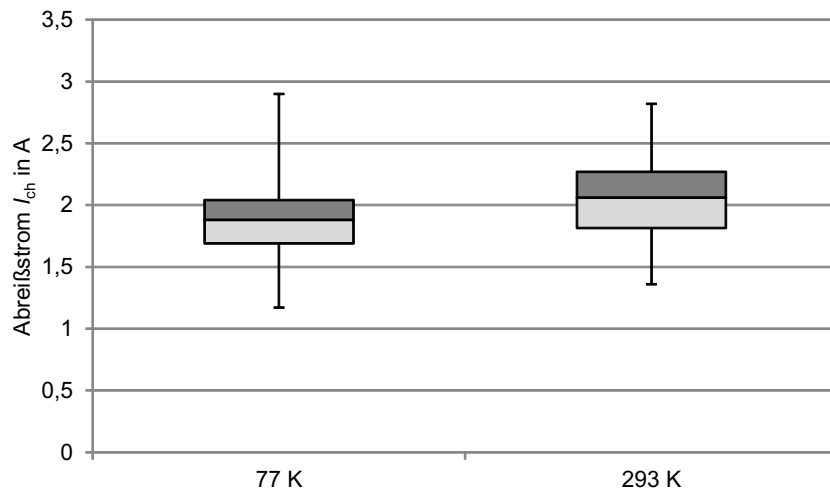


Abbildung 7.10: Boxplots der Versuchsreihe ABR1 bei 77 K und 293 K

menhang. Eine detaillierte Auswertung der beiden Versuchsreihen erfolgt im nächsten Abschnitt.

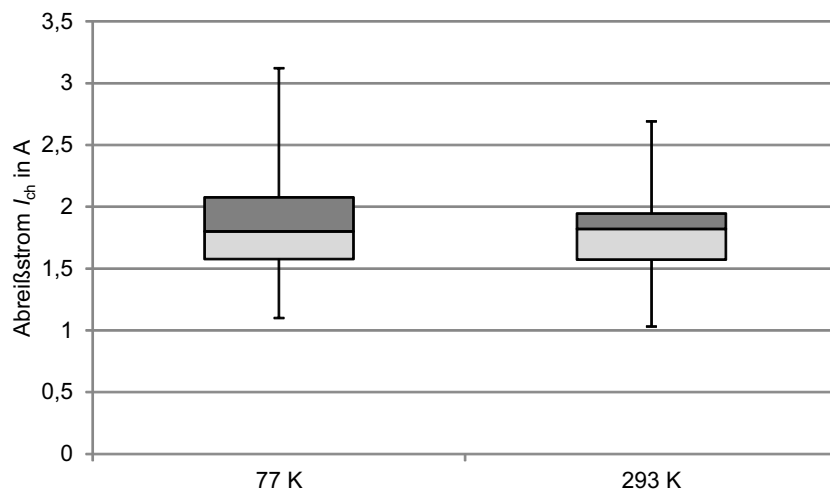


Abbildung 7.11: Boxplots der Versuchsreihe ABR2 bei 77 K und 293 K

Auswertung - Test auf Normalverteilung

Froncek hat für verschiedene Kreisparameter mit Hilfe eines Kolmogorow-Testes gezeigt, dass der Abreißstrom bei Umgebungstemperatur normalverteilt ist [Fro 1985].

Dies soll nun für die hier bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführten Versuchsreihen ebenfalls nachgewiesen werden. Hierzu kommt der Shapiro-Wilk-Test zum Einsatz [Sha 1965]. Die Berechnungen wurden mit Hilfe der Statistik-Umgebung R durchgeführt. Neben der Teststatistik W wird hier zudem der p -Wert ausgegeben. Ist W größer als W_{kritisch} , wird die Nullhypothese (die Stichprobe ist normalverteilt) nicht abgelehnt. Gleiches gilt, wenn der p -Wert größer ist als das vorgegebene Signifikanzniveau (typischerweise 0,05) [Gro 2010] [Hal 2013]. In Tabelle 7.2 sind die Werte W und p für alle durchgeführten Versuchsreihen angegeben.

Tabelle 7.2: Teststatistik W und p -Wert des Shapiro-Wilk-Testes von ABR1 und ABR2

Auswerte- größe	ABR1		ABR2	
	77 K	293 K	77 K	293 K
W	0,963	0,958	0,980	0,930
p	0,121	0,078	0,577	0,006

In diesem Fall gilt für ein Signifikanzniveau von 0,05 $W_{\text{kritisch}} = 0,947$, womit die Nullhypothese bei der Versuchsreihe ABR2 und einer Temperatur von 293 K abgelehnt werden muss. Halbach berichtet von ähnlichen Ergebnissen bei Anwendung des Shapiro-Wilk-Testes und schlägt hierfür die Nichtberücksichtigung starker Ausreißer (Abweichung vom Mittelwert größer als zweifache Standardabweichung) vor [Hal 2013]. Durch Anwendung dieser Korrektur lässt sich auch für Versuchsreihe ABR2 bei 293 K die Normalverteilung zeigen. Es wird folglich davon ausgegangen, dass alle Stichproben normalverteilten Grundgesamtheiten entstammen. Um zu untersuchen, ob beide Stichproben der Versuchsreihen ABR1 und ABR2 derselben Grundgesamtheit entstammen, werden die Varianzen mit Hilfe eines F -Testes sowie die Lagen (Mittelwerte) mit Hilfe eines t -Testes verglichen [Hau 1984] [Ste 2010]. Lässt sich hiermit nicht widerlegen, dass sie dieselbe Grundgesamtheit haben, ist davon auszugehen, dass eine niedrigere Kontakttemperatur von 77 K keinen Einfluss auf die Höhe des Abreißstromes hat.

Auswertung - Test auf Varianzinhomogenität

Durch den Varianzinhomogenitätstest (F -Test) wird die Nullhypothese $H_0 : \sigma_1^2 = \sigma_2^2$ (Varianz der Grundgesamtheiten ist identisch) gegen die Alternativhypothese $H_1 : \sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$ (Varianz der Grundgesamtheiten unterscheidet sich) getestet. Unter der

Annahme der Nullhypothese folgt für die F -Teststatistik [Ste 2010]:

$$F = \frac{S_1^2}{S_2^2}. \quad (7.5)$$

Mit den jeweiligen empirischen Varianzen S_1^2 und S_2^2 der Stichproben:

$$S_1^2 = \frac{1}{m-1} \sum_{i=1}^m (X_{1i} - \bar{X})^2, \quad (7.6)$$

$$S_2^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (X_{2i} - \bar{X})^2. \quad (7.7)$$

Dabei ist m der Umfang der ersten und n der Umfang der zweiten Stichprobe. X_{1i} für $i = 1, \dots, m$ bzw. X_{2i} für $i = 1, \dots, n$ bezeichnen die Messwerte der Stichprobe und \bar{X} bezeichnet den zugehörigen Mittelwert. Die Nullhypothese wird verworfen, wenn

$$F < F(n-1, m-1)_{\alpha/2} \quad (7.8)$$

oder

$$F > F(n-1, m-1)_{1-\alpha/2} \quad (7.9)$$

ist [Ste 2010]. In Tabelle 7.3 sind die empirische Varianz S^2 , die Teststatistik F sowie die entsprechenden Quantile für alle durchgeführten Versuchsreihen angegeben.

Tabelle 7.3: Empirische Varianz S^2 , Teststatistik F sowie Quantile zur Beurteilung der Varianzinhomogenität von ABR1 und ABR2 mit $m = n = 50$ und $\alpha = 0,05$

Auswerte- größe	ABR1		ABR2	
	77 K	293 K	77 K	293 K
S^2	0,125	0,143	0,125	0,211
F	0,874		0,592	
$F(49, 49)_{0,975}$			0,57	
$F(49, 49)_{0,025}$			1,76	

Sowohl bei Versuchsreihe ABR1 als auch bei Versuchsreihe ABR2 liegt der Wert für F im Bereich zwischen den Quantilen, die Nullhypothese kann also nicht verworfen werden.

Auswertung - Test auf Lageunterschied

Mit Hilfe des 2-Stichproben t -Testes kann die Nullhypothese $H_0 : \mu_1 = \mu_2$ (kein Lageunterschied) gegen die Alternativhypothese $H_1 : \mu_1 \neq \mu_2$ (Lageunterschied) getestet werden. Hierzu wird die Differenz der arithmetischen Mittelwerte der beiden Stichproben \bar{X}_1 und \bar{X}_2 betrachtet [Ste 2010]:

$$\bar{X}_1 = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m X_{1j}, \quad (7.10)$$

$$\bar{X}_2 = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n X_{2j}. \quad (7.11)$$

X_{1j} für $j = 1, \dots, m$ bzw. X_{2j} für $j = 1, \dots, n$ bezeichnen die Messwerte der jeweiligen Stichprobe. Da die Varianz der Grundgesamtheit nicht bekannt ist, wird diese wie folgt abgeschätzt:

$$S_p^2 = \frac{m-1}{m+n-2} S_1^2 + \frac{n-1}{m+n-2} S_2^2. \quad (7.12)$$

Für die Teststatistik T folgt:

$$T = \frac{\bar{X}_2 - \bar{X}_1}{\sqrt{(\frac{1}{m} + \frac{1}{n}) S_p^2}}. \quad (7.13)$$

Die Nullhypothese wird zugunsten der Alternativhypothese verworfen, wenn $|T| > t(m+n-2)_{1-\alpha/2}$ gilt. Für die betrachteten Versuchsreihen ABR1 und ABR2 können die relevanten Werte Tabelle 7.4 entnommen werden.

Tabelle 7.4: Mittelwert \bar{X} , gepoolte Stichprobenvarianz S_p^2 , Teststatistik T sowie Quantil zur Beurteilung des Lageunterschiedes von ABR1 und ABR2 mit $m = n = 50$ und $\alpha = 0,05$

Auswerte- größe	ABR1		ABR2	
	77 K	293 K	77 K	293 K
\bar{X}	1,99	2,09	1,9	1,81
S_p^2	0,13		0,167	
T	1,38		-1,1	
$t(98)_{0,975}$	1,984			

Bei beiden Versuchsreihen ist die Bedingung $|T| > t(m+n-2)_{1-\alpha/2}$ nicht erfüllt, die Nullhypothese kann somit nicht verworfen werden.

Auswertung - Zusammenfassung

Sowohl beim Test auf Varianzinhomogenität als auch beim Test auf Lageunterschied lassen sich die Nullhypothesen nicht widerlegen. Mit Hilfe dieser statistischen Methoden ist es folglich nicht möglich, zu zeigen, dass die Stichproben beim Ausschalten ohmscher Ströme unterschiedlichen Grundgesamtheiten entstammen. Dies legt den Schluss nahe, dass die auf 77 K reduzierte Temperatur im Vergleich zur Umgebungstemperatur keinen Einfluss auf die Höhe des Abreißstromes hat.

Beim Vergleich der Messwerte konnte für niedrige Temperaturen im Schnitt ein früheres Einsetzen der Instabilitäten beobachtet werden. Der Momentanwert des Stromes, bei dem es zur ersten Instabilität kam, lag im Mittel etwa 20 % höher. Da der Zeitpunkt der ersten Instabilität ausschließlich vom Kontaktmaterial abhängt, wird hier der Einfluss der Temperatur deutlich. Da die Instabilitäten in der Praxis aber keinen Einfluss haben, wird auf eine detaillierte Auswertung verzichtet.

Eine abschließende Bewertung erfolgt in Kapitel 7.3.

7.2.4 Ausschalten induktiver Lasten

In Abschnitt 7.1 wurden die Besonderheiten beim Ausschalten induktiver Lasten bereits erläutert. Durch die zum Zeitpunkt des Stromabrisses in der Induktivität gespeicherte Energie kommt es beim Umladen in eine parallel liegende Kapazität zu einer Überspannung. Da von dieser Überspannung eine Gefahr für angeschlossene Betriebsmittel ausgehen kann, ist dieser Schaltfall von besonderem Interesse.

Im Vergleich zum zuvor beschriebenen Fall einer ohmschen Last ist hier zudem ein anderer Einfluss der beschriebenen Instabilitäten zu beobachten. Diese gehen mit hohen Stromänderungsraten di/dt einher, was bereits in Abbildung 7.8 zu erkennen war. Hierdurch können Schwingungen angeregt werden, die im Extremfall den Strom zu Null machen und somit zu einem vorzeitigen Stromabriss führen [Hal 2013]. Ein solcher Verlauf war bereits in Abbildung 7.1 zu sehen.

Versuchsdurchführung und Prüfkreisparameter

In Kapitel 7.2 wurde bereits erwähnt, dass der Abreißstrom von der Höhe des 50-Hz-Stromes abhängt. Folglich wurden zwei verschiedene Stromamplituden untersucht. Der Versuchskreis wurde hierzu auf der Lastseite mit einer Induktivität von $L_2 = 20,3 \text{ mH}$ (Versuchsreihe ABR3) bzw. $L_2 = 5,1 \text{ mH}$ (Versuchsreihe ABR4) aufgebaut. Hieraus ergaben sich Ströme von 47 A bzw. 227 A. Die weiteren Parameter des Versuchskreises können Tabelle 7.5 entnommen werden. Die Widerstände R_2 ergaben sich aus dem ohmschen Widerstand der Spulenwicklung.

Tabelle 7.5: Prüfkreisparameter beim Ausschalten induktiver Lasten

Bezeichnung	Größe	
	ABR3	ABR4
L_1	0,25 mH	
R_1	0,1 Ω	
C_0	25 nF	
C_2	25 nF	
Z_K	141,4 Ω	
L_2	20,3 mH	5,1 mH
R_2	2,7 Ω	0,5 Ω

Im Rahmen von ABR3 und ABR4 wurden ebenfalls jeweils 50 Ausschaltungen bei 77 K und bei 293 K durchgeführt, auf die nun genauer eingegangen werden soll.

Ergebnisse

Die Darstellung der Versuchsergebnisse erfolgt mit Hilfe von Boxplots. In Abbildung 7.12 sind diese für Versuchsreihe ABR3 dargestellt.

Generell ist der Abreißstrom nun merklich höher als beim Schalten resistiver Lasten. Ein Vergleich der beiden Boxplots zeigt nahezu identische Mediane. Bei 77 K scheint es allerdings nach unten zu etwas größeren Ausreißern zu kommen.

Abbildung 7.13 zeigt die beiden Boxplots der Versuchsreihe ABR4. Hier liegt der Median bei 77 K etwas höher und die Ausreißer sind in beide Richtungen minimal kleiner. Im Vergleich zu ABR3 liegt der Median erneut etwas niedriger, was ebenfalls auf den größeren Gesamtstrom zurückzuführen ist. Eine detaillierte Auswertung der beiden Versuchsreihen erfolgt im nächsten Abschnitt.

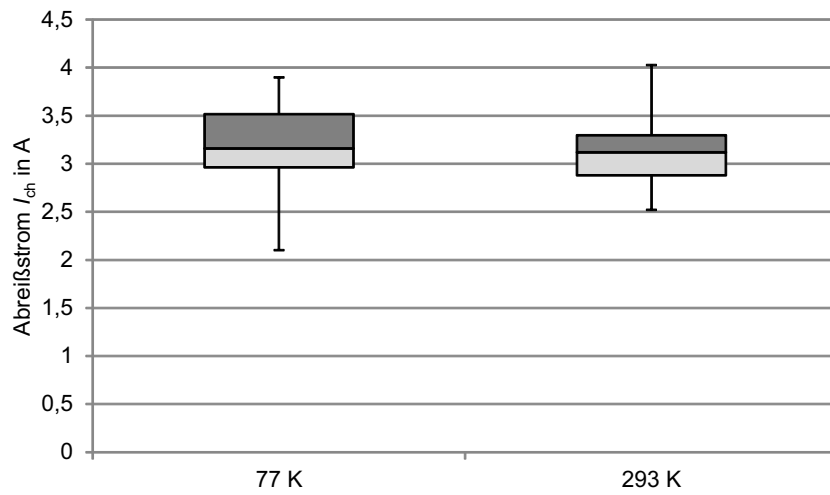


Abbildung 7.12: Boxplot der Versuchsreihe ABR3 bei 77 K und 293 K

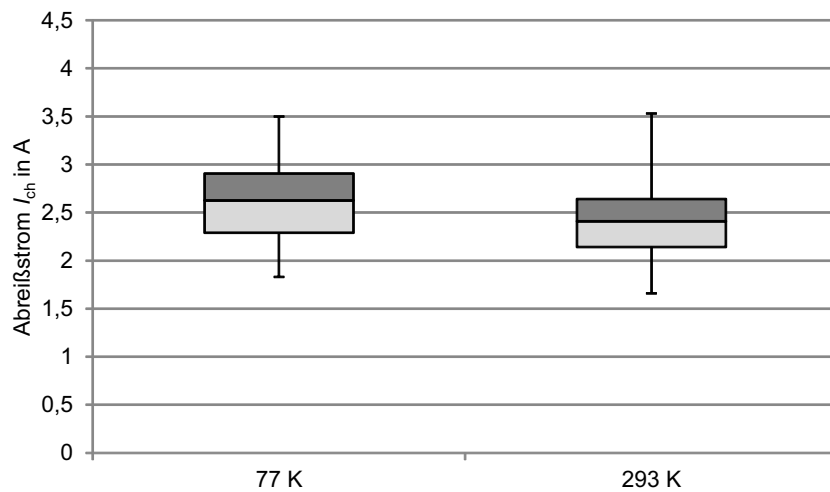


Abbildung 7.13: Boxplot der Versuchsreihe ABR4 bei 77 K und 293 K

Auswertung - Test auf Normalverteilung

Die Versuchsreihen ABR3 und ABR4 werden ebenfalls mit Hilfe des Shapiro-Wilk-Testes auf Normalverteilung untersucht. In Tabelle 7.6 sind die Werte W und p für die durchgeführten Versuchsreihen angegeben.

Tabelle 7.6: Teststatistik W und p -Wert des Shapiro-Wilk-Testes von ABR3 und ABR4

Auswerte- größe	ABR3		ABR4	
	77 K	293 K	77 K	293 K
W	0,962	0,98	0,98	0,957
p	0,114	0,562	0,552	0,074

Aufgrund des gleichen Stichprobenumfanges gilt für ein Signifikanzniveau von 0,05 auch hier $W_{\text{kritisch}} = 0,947$, womit die Nullhypothese (die Stichprobe ist normalverteilt) bei keiner der untersuchten Stichproben abgelehnt werden kann. Es wird folglich davon ausgegangen, dass alle Stichproben normalverteilten Grundgesamtheiten entstammen. Die folgenden Tests auf Varianzinhomogenität und Lageunterschied sollen Erkenntnisse liefern, ob beide Stichproben ein und derselben Grundgesamtheit entstammen können.

Auswertung - Test auf Varianzinhomogenität

Durch den Varianzinhomogenitätstest (F -Test) wird die Nullhypothese $H_0 : \sigma_1^2 = \sigma_2^2$ (Varianz der Grundgesamtheiten ist identisch) gegen die Alternativhypothese $H_1 : \sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$ (Varianz der Grundgesamtheiten unterscheidet sich) getestet. In Tabelle 7.7 sind die empirische Varianz S^2 , die Teststatistik F sowie die entsprechenden Quantile für alle durchgeführten Versuchsreihen angegeben.

Tabelle 7.7: Varianz S^2 , Teststatistik F sowie Quantile zur Beurteilung der Varianzinhomogenität von ABR3 und ABR4

Auswerte- größe	ABR3		ABR4	
	77 K	293 K	77 K	293 K
S^2	0,192	0,114	0,175	0,184
F	1,684		0,951	
$F(49, 49)_{0,975}$			0,57	
$F(49, 49)_{0,025}$			1,76	

Sowohl bei Versuchsreihe ABR3 als auch bei Versuchsreihe ABR4 liegt der Wert für F im Bereich zwischen den Quantilen, die Nullhypothese kann also nicht verworfen werden.

Auswertung - Test auf Lageunterschied

Mit Hilfe des 2-Stichproben t -Testes wird auch hier die Nullhypothese $H_0 : \mu_1 = \mu_2$ (kein Lageunterschied) gegen die Alternativhypothese $H_1 : \mu_1 \neq \mu_2$ (Lageunterschied) getestet. Für die betrachteten Versuchsreihen ABR3 und ABR4 können die relevanten Werte Tabelle 7.8 entnommen werden.

Tabelle 7.8: Mittelwert \bar{X} , gepoolte Stichprobenvarianz S_p^2 , Teststatistik T sowie Quantil zur Beurteilung des Lageunterschiedes von ABR3 und ABR4

Auswerte- größe	ABR3		ABR4	
	77 K	293 K	77 K	293 K
\bar{X}	3,19	3,11	2,6	2,44
S_p^2	0,153		0,18	
T	-1,023		-1,886	
$t(48)_{0,975}$	1,984			

Bei beiden Versuchsreihen ist die Bedingung $|T| > t(m + n - 2)_{1-\alpha/2}$ nicht erfüllt, die Nullhypothese kann somit nicht verworfen werden.

Auswertung - Zusammenfassung

Sowohl beim Test auf Varianzinhomogenität als auch beim Test auf Lageunterschied lassen sich die Nullhypothesen nicht widerlegen. Aufgrund der Annahme, dass beide Stichproben normalverteilt sind, ist es somit nicht möglich, zu zeigen, dass diese beim Ausschalten induktiver Ströme unterschiedlichen Grundgesamtheiten entstammen. Folglich scheint eine Reduzierung der Temperatur von Umgebungstemperatur auf 77 K auch hier keinen Einfluss auf die Höhe des Abreißstromes zu haben.

Beim Vergleich der Messwerte konnte für niedrige Temperaturen im Schnitt ebenfalls ein früheres Einsetzen der Instabilitäten beobachtet werden. Der Momentanwert des Stromes, bei dem es zur ersten Instabilität kam, lag im Mittel wieder etwa 20 % höher.

Eine abschließende Bewertung erfolgt ebenfalls in Kapitel 7.3.

7.3 Zusammenfassung

In Abschnitt 7.1.4 wurde angedeutet, dass bei niedrigeren Temperaturen sowohl ein früheres Einsetzen der Instabilitäten als auch ein höherer Abreißstrom zu erwarten sind. In Bezug auf das Einsetzen der Instabilitäten konnte dies bestätigt werden. Die höhere Geschwindigkeit der Kathodenfleckes sowie die verringerte Bildung von Metaldampf sind für ein früheres Einsetzen der Instabilitäten verantwortlich.

Ein verringerter Dampfdruck sowie eine erhöhte thermische Leitfähigkeit sollten auch einen höheren Abreißstrom zur Folge haben, was allerdings nicht beobachtet werden konnte. Die Abhängigkeit der Erosion von der Kathodentemperatur wurde von Fang untersucht [Fan 1982b], Messwerte liegen allerdings nur für Temperaturen oberhalb der Umgebungstemperatur vor. Aus den dargestellten Verläufen lässt sich jedoch bereits erkennen, dass sich die Erosion bei niedrigen Temperaturen vergleichsweise wenig ändert. Der Anstieg der thermischen Leitfähigkeit ist ebenfalls relativ gering, wie bereits in Abschnitt 4.1.1 gezeigt wurde. Dies lässt den Schluss zu, dass die Instabilitäten empfindlicher auf die Kontakttemperatur reagieren als die Höhe des Abreißstromes. Ein auch nur geringer Einfluss auf die Höhe des Abreißstromes lässt sich zudem statistisch nur schwer nachweisen. Kommt es bei 77 K zu keinem nennenswerten Anstieg des Abreißstromes, sind folglich auch keine höheren Überspannungen zu erwarten.

8 Kurzschlussstrom

Als Kurzschluss wird ein Fehler bezeichnet, der einen sehr kleinen Widerstand zwischen den Phasen oder zwischen Phase und Erde aufweist und demzufolge einen sehr hohen Strom hervorruft. Ursachen von Kurzschlüssen können unter anderem Blitzeinschläge, Bauarbeiten oder auch fehlerhafte Schalthandlungen sein. Aufgrund der großen thermischen und mechanischen Auswirkungen des Kurzschlussstromes - die Amplitude kann im Bereich mehrerer zehn Kiloampere liegen - ist dieser in der Regel innerhalb kurzer Zeit abzuschalten [Cra 2007].

In der Folge soll kurz auf die Vorgänge im Vakuumleistungsschalter beim Unterbrechen von Kurzschlussströmen eingegangen werden. Hierbei wird insbesondere auch der Einfluss der Kontakttemperatur beleuchtet. Das Einschalten auf einen Kurzschluss wird hier nicht betrachtet.

Anschließend wird auf Versuche zur Bestimmung des Kurzschlussstrom-Ausschaltvermögens bei unterschiedlichen Temperaturen eingegangen, die abschließend in einer kurzen Zusammenfassung des Kapitels bewertet werden.

8.1 Grundlagen

In Kapitel 7.1 wurden die Vorgänge beim Öffnen von zwei zuvor geschlossenen Kontakten bereits beschrieben. Es kommt zur Bildung eines Metaldampfbogens, auch Vakuumbogen genannt, über den der Strom bis zum nächsten Nulldurchgang weiter fließt. Die Form des Vakuumbogens hängt dabei sehr stark von dem Vorgang der Kontaktöffnung sowie der Amplitude des Stromes ab. Unmittelbar nach Öffnung der Kontakte hat der Vakuumbogen immer eine eingegrenzte säulenförmige Form²². Bei

²²Englisch: bridge column arc

niedrigen Strömen geht diese Säule in einen diffusen Vakuumbogen²³ über, während sich bei hohen Strömen ein kontrahierter Bogen in Form einer Hochdrucksäule²⁴ ausbildet. Eine Übersicht kann der vereinfachten Darstellung nach Slade in Abbildung 8.1 entnommen werden [Sla 2008]. Als Grenzwert für den Übergang zwischen

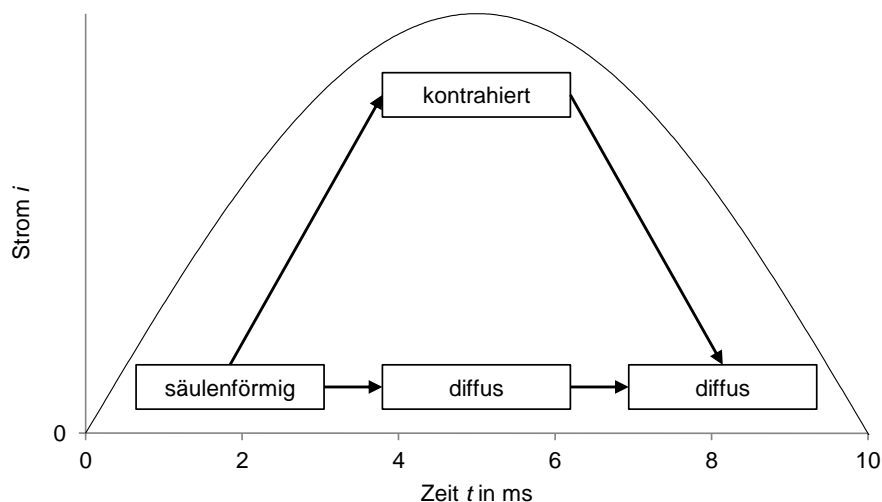


Abbildung 8.1: Vereinfachte Darstellung der unterschiedlichen Erscheinungsformen des Vakuumbogens bei hohen Strömen beim Ausschalten während einer Stromhalbwellenachse nach Slade [Sla 2008]

diffusem und kontrahiertem Bogen wird in der Literatur typischerweise ein Wert von 10 kA genannt [Lip 2003] [Mül 2003] [Sla 2008]. Eine Belastung der Schaltkontakte lässt sich durch die bereits in Abschnitt 2.2.3 beschriebenen Kontaktgeometrien reduzieren.

Nähert sich der Stromverlauf dem Nulldurchgang, kommt es, wie bereits in Kapitel 7 beschrieben, zum Stromabriss. In der Folge baut sich über den geöffneten Kontakten die wiederkehrende Spannung auf. Ob diese Spannung isoliert werden kann, hängt von der Wiederverfestigung der Schaltstrecke ab, da in dieser noch Ladungsträger sowie Metaldampf zu finden sind. Während die Ionen aufgrund der hohen Massenträgheit weiter in Richtung der „neuen“ Kathode - die Polarität ändert sich im Nulldurchgang - wandern, ändern die beweglichen Elektronen ihre Richtung und bewegen sich zur „neuen“ Anode. Diese Ladungsträgerbewegung wird als Nachstrom bezeichnet und kann über einen Zeitraum von bis zu einigen Millisekunden beobachtet werden. Amplituden von mehreren Ampere sind dabei möglich [Bet 1999]. Nach

²³Englisch: diffuse arc

²⁴Englisch: high-pressure column arc

Dullni et al. hängt die Wiederverfestigung hauptsächlich von der Dichte des Metaldampfes ab. Diese lässt sich durch gleichmäßige oder niedrige thermische Belastung der Kontakte reduzieren [Dul 1992].

8.1.1 Temperatureinfluss

Um den Einfluss der Temperatur bewerten zu können, müssen die unterschiedlichen Ausgangssituationen getrennt voneinander betrachtet werden. Bei AMF-Kontakten bleibt der Lichtbogen weitestgehend diffus. Das heißt, es existieren sehr viele Kathodenflecke, die über die Kontaktoberfläche verteilt sind. Hier sind die bereits in Abschnitt 7.1 beschriebenen Zusammenhänge anwendbar. Aufgrund der geringeren Kontakttemperatur sind geringere Kraterradien sowie eine erhöhte Geschwindigkeit der Kathodenflecke zu erwarten. Da es beim Ausschalten hoher Ströme allerdings zu einer nennenswerten Erwärmung der Kontakte kommt, dürfte der Einfluss der Kühlung in diesem Fall geringer sein. Im Vergleich zu Kontakten bei Umgebungstemperatur wird bei geringerer Kratergröße jedoch in Summe weniger Kontaktmaterial aufgeschmolzen. Hieraus würde sich nach dem Verlöschen des Lichtbogens eine geringere Metaldampfdichte und demnach ein höheres Ausschaltvermögen ergeben.

Bei RMF-Kontakten wird der kontrahierte Lichtbogen aufgrund eines Magnetfeldes in radialer Richtung in Bewegung gesetzt, die Betrachtung einzelner Fußpunkte ist somit nicht mehr möglich. Nach Dullni ist die Geschwindigkeit des kontrahierten Lichtbogens begrenzt durch die Zeit, die zum Aufschmelzen des Kontaktmaterials notwendig ist, und lässt sich wie folgt abschätzen [Dul 1989]:

$$v_{\text{arc}} = \frac{8U_f^2(j/\pi)^{3/2}\sqrt{i}}{\lambda\zeta c(T_b - T_0)^2}. \quad (8.1)$$

U_f ist dabei der Spannungsfall an den Kontakten, j die Dichte des Elektronenstromes, i der gesamte Ladungsstrom innerhalb des Lichtbogens, λ die thermische Leitfähigkeit, ζ die Dichte und c die spezifische Wärmekapazität des Kontaktmaterials. T_0 und T_b sind die Ausgangs- bzw. Endtemperatur des Kontaktmaterials. Während die Ausgangstemperatur sowie die Wärmekapazität des Kontaktmaterials mit sinkender Temperatur zurückgehen, steigen die thermische Leitfähigkeit sowie die Dichte des Kontaktmaterials leicht an. Eine grobe Abschätzung der Größen führt

zu einer geringeren Geschwindigkeit des Lichtbogens bei auf 77 K gekühlten Kontakten. Eine genaue Quantifizierung ist aufgrund der Unsicherheiten nicht möglich bzw. nicht sinnvoll. Modifizierte Ausdrücke zur Berechnung der Geschwindigkeit finden sich auch bei Teichmann et al. [Tei 1998] [Tei 1999] sowie ebenfalls bei Dullni et al. [Dul 2003].

Da eine geringere Rotationsgeschwindigkeit stärkere lokale Aufschmelzungen zur Folge hat, wäre ein schlechteres Ausschaltverhalten mit RMF-Kontakten möglich. Die Bestimmung der Lichtbogengeschwindigkeit an kommerziellen Vakuumschaltrohren ist mit einem Rotationsmesssystem möglich [Ret 2014]. In flüssigem Stickstoff wurde dieser Ansatz bisher allerdings nicht verfolgt, da das Messsystem nicht ohne Weiteres in flüssigem Stickstoff betrieben werden kann.

8.2 Eigene Untersuchungen

Zur Prüfung von Vakuumleistungsschaltern sind sowohl direkte als auch synthetische Prüfkreise etabliert. Dabei verfügt der direkte Prüfkreis lediglich über eine Energiequelle - typischerweise in Form eines Generators - und muss somit eine hohe Energie aufbringen. In synthetischen Prüfkreisen ist der Hochstromkreis vom Hochspannungskreis getrennt, was einen wirtschaftlicheren Aufbau ermöglicht. Durchgesetzt hat sich hierbei die Weil-Dobke-Schaltung nach dem Prinzip der Stromüberlagerung. Damit ist eine im Vergleich zur direkten Prüfung äquivalente dielektrische und thermische Belastung des Prüflings möglich [Bet 1999] [Hin 1992] [Slu 1992].

8.2.1 Prüfkreis

Der verwendete Prüfkreis entspricht der Weil-Dobke-Schaltung nach dem Prinzip der Stromüberlagerung. Das Schaltbild kann Abbildung 8.2 entnommen werden. Der Hochstromkreis besteht aus einer Kondensatorbank C_1 , die sich über die Induktivität L_1 entlädt. Schließen und Öffnen des Stromkreises werden über den Draufscharter S_D sowie den Blockierscharter S_B realisiert. Der Hochspannungskreis besteht ebenfalls aus einer Kondensatorbank C_2 und wird durch Zünden der Kugelfunkenstrecke KFS über die Induktivität L_2 entladen. C_2 und L_2 bilden mit der Reihenschaltung aus C_3 und R_3 einen Schwingkreis parallel zum Prüfscharter S_P . Durch geeignete

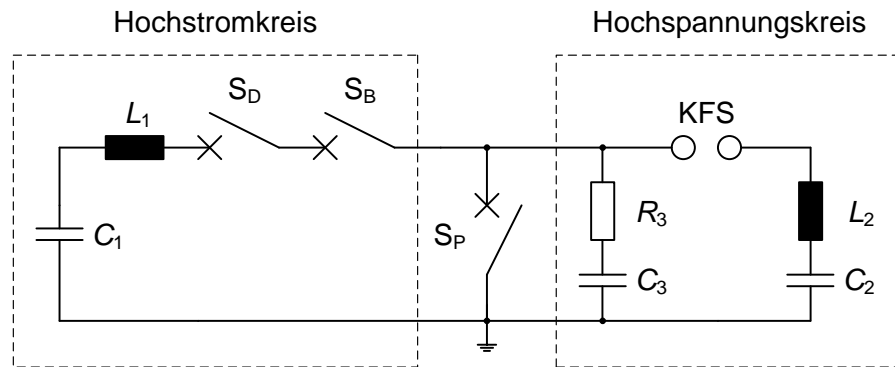


Abbildung 8.2: Ersatzschaltbild des verwendeten synthetischen Prüfkreis

Wahl der Bauelemente lassen sich die Frequenz des Hochstromkreises sowie Frequenz und Steilheit des Hochspannungskreises beeinflussen. Die Amplituden können jeweils über die Ladespannungen der Kondensatorbänke eingestellt werden. Das Zünden der Kugelfunkenstrecke erfolgt kurz vor dem Nulldurchgang des Hochstromes, sodass es zur Stromüberlagerung kommt, wie in Abbildung 8.3 dargestellt ist.

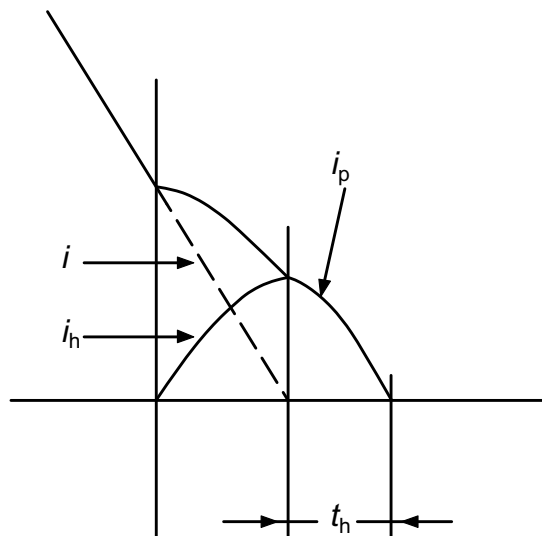


Abbildung 8.3: Zeitlicher Verlauf der Stromüberlagerung nach DIN EN 62271-101 [DIN 2013]

Dabei ist i der Strom im Hochstromkreis, i_h der Überlagerungsstrom, gespeist aus dem Hochspannungskreis, und i_p der Strom im Prüfling. t_h markiert die Zeitdauer, in der der Lichtbogen nur durch den Strom des Hochspannungskreises gespeist wird. In Bezug auf die Steilheit der Ströme direkt vor dem Nulldurchgang muss folgende

Beziehung erfüllt sein [DIN 2013]:

$$\frac{di}{dt} = \frac{di_h}{dt}. \quad (8.2)$$

Der Scheitelwert der Einschwingspannung u_c sowie die Zeit nach dem Stromnulldurchgang t_3 , bis der Scheitel erreicht ist, entstammen DIN EN 62271-100 und sind in Tabelle 8.1 aufgelistet.

Tabelle 8.1: Normwerte der unbeeinflussten Einschwingspannung für Leistungsschalter nach [DIN 2009]

Bemessungs- spannung U_r in kV	Scheitelwert der Einschwing- spannung u_c in kV	Zeit t_3 in μ s
7,2	12,3	51
12	20,6	61
17,5	30,0	71
24	41,0	87
36	61,7	109

Abbildung 8.4 zeigt den aufgenommenen Verlauf des Stromes i_p sowie der Spannung u bei der Ausschaltprüfung. Nach einer Zeit von etwa 10 ms ist der überlagerte Strom zu sehen, wodurch sich der Nulldurchgang um den Wert t_h nach hinten verschiebt²⁵. Im Unterschied zur Verwendung eines Generators sind mit dieser Art von Prüfkreis lediglich einphasige Prüfungen möglich.

8.2.2 Prüflinge und Prüfprogramm

Zur Untersuchung des Kurzschlussstrom-Ausschaltvermögens wurden kommerzielle Vakuumschaltröhren zweier unterschiedlicher Hersteller verwendet. Für beide wird im Datenblatt ein Bemessungs-Kurzschluss-Ausschaltstrom $i_{k,n}$ von 20 kA angegeben. Die Kontakte sind als Spiralkontakte ausgeführt und bestehen aus CuCr. Beide Prüflingstypen wurden im selben Schaltgerät mit vergleichbarer Kontaktkraft und vergleichbarem Kontakthub geprüft. Der Aufbau entsprach der bereits in Abbildung 7.7 gezeigten Anordnung. Der Ablauf der Prüfung ist in Abbildung 8.5 grafisch dargestellt.

²⁵Technische Daten zur verwendeten Messtechnik können dem Anhang A.4 entnommen werden.

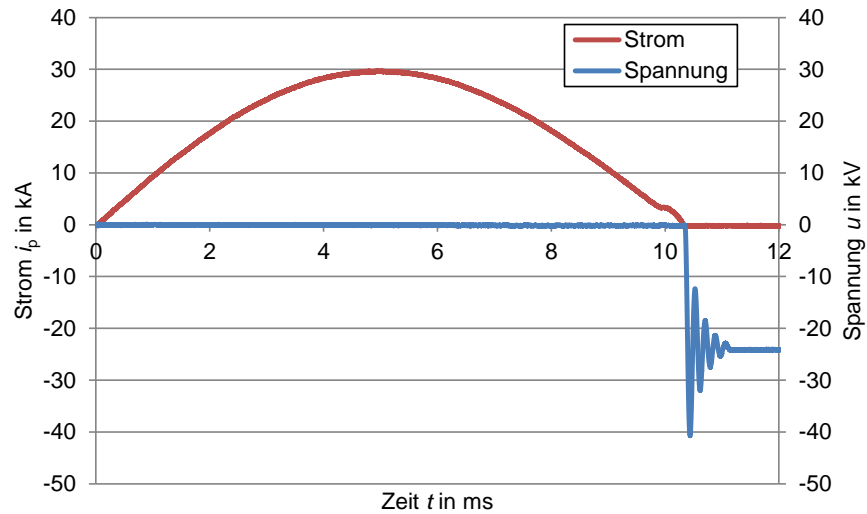


Abbildung 8.4: Zeitlicher Verlauf des Stromes i_p sowie der Spannung u über der Zeit t bei einer der durchgeführten Ausschaltprüfungen

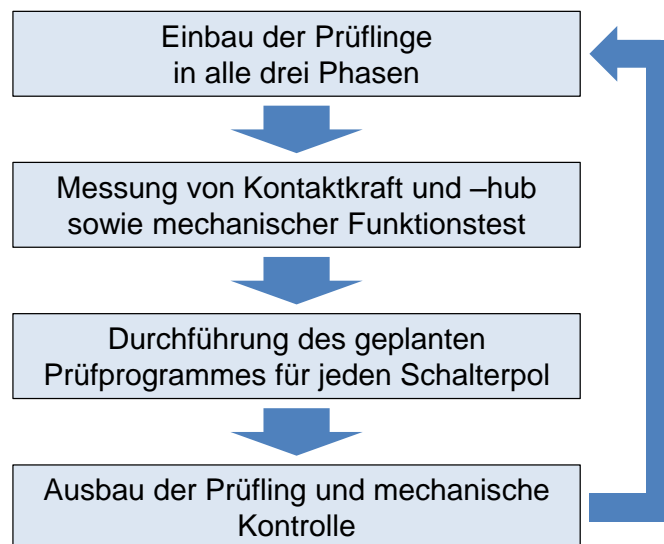


Abbildung 8.5: Ablauf der Kurzschlussstrom-Ausschaltprüfungen

Das eigentliche Prüfprogramm ist an die Auf-und-Ab-Methode angelehnt, die bei der Ermittlung von Durchschlagspannungen Anwendung findet [Küc 2009]. Gestartet wurde mit einer Amplitude in Höhe von 75 % des Bemessungsstromes, um die generelle Funktion des Aufbaues zu überprüfen. Bei zwei erfolgreichen Ausschaltungen wurde mit dem Bemessungsstrom fortgefahren und in der Folge immer in Schritten von 15 Prozentpunkten erhöht, wenn die Ausschaltung erfolgreich war, bzw. reduziert, sobald die Ausschaltung nicht erfolgreich war. Als maximaler Ausschaltstrom wurde der maximale Wert definiert, bei dem eine erfolgreiche Ausschaltung möglich war. In Abbildung 8.6 ist dieses Verfahren in Form eines fiktiven Verlaufes grafisch dargestellt.

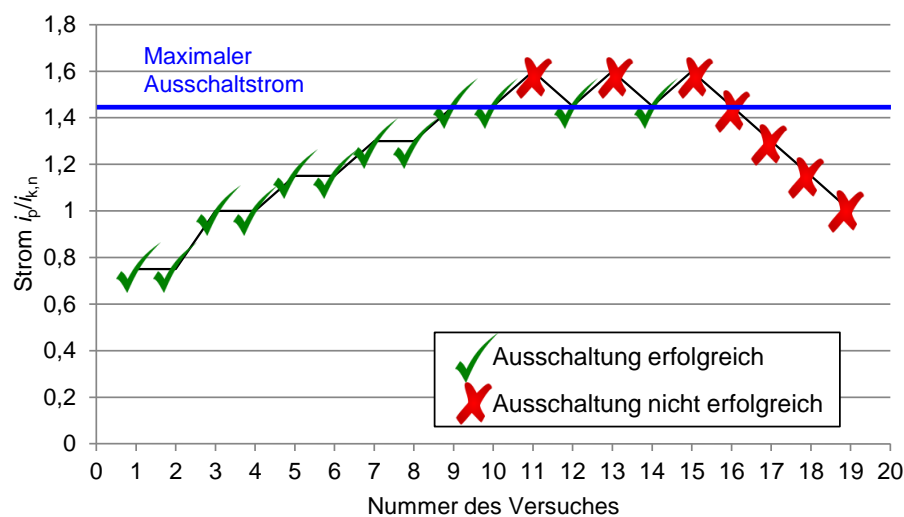


Abbildung 8.6: Beispielhafter (fiktiver) Ablauf des Prüfprogrammes

Der maximale Ausschaltstrom lässt sich aus dieser Abbildung direkt ablesen. Nach dem 15ten Versuch ist in diesem Beispiel die Verschleißgrenze erreicht, da ab diesem Zeitpunkt auch bei niedrigeren Strömen keine erfolgreiche Ausschaltung mehr möglich ist.

Sowohl von Röhrentyp A als auch von Röhrentyp B wurden alle drei Schalterpole zunächst in Luft und, mit neuen Prüflingen bestückt, anschließend in flüssigem Stickstoff getestet. Somit ergibt sich eine Gesamtanzahl von 12 Prüflingen.

8.2.3 Ergebnisse

In Abbildung 8.7 ist exemplarisch der Verlauf der Messung eines Prüflings von Röhrentyp A in Luft dargestellt. Die vergleichbare Untersuchung in flüssigem Stickstoff zeigt Abbildung 8.8. Bei beiden Prüflingen konnte ein maximaler Ausschaltstrom von 26 kA erreicht werden.

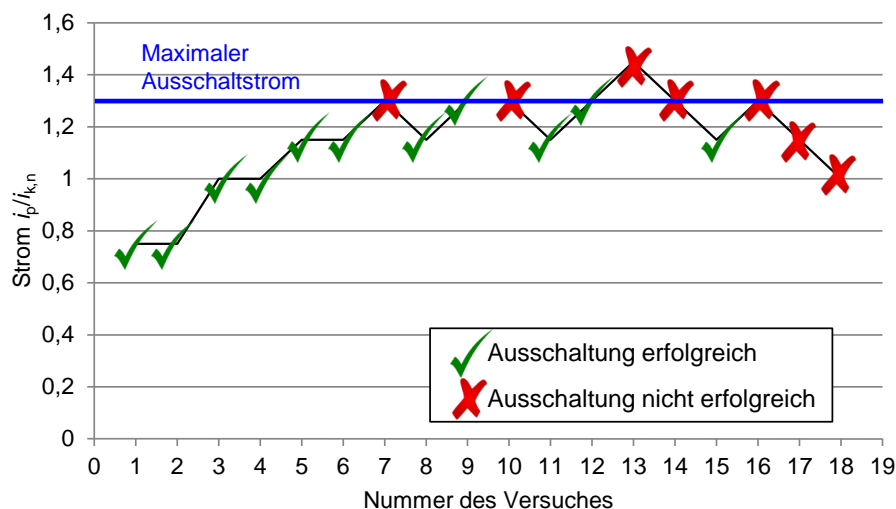


Abbildung 8.7: Verlauf des Prüfprogrammes eines Prüflings des Typs A in Luft

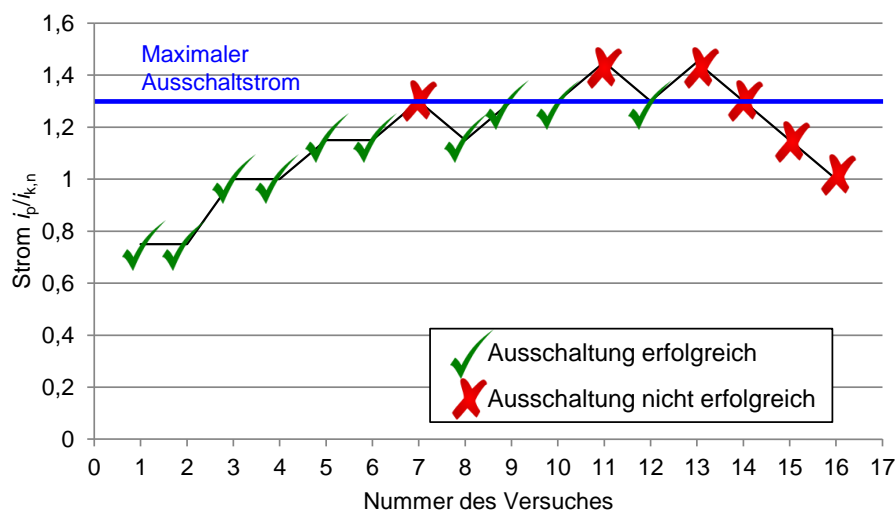


Abbildung 8.8: Verlauf des Prüfprogrammes eines Prüflings des Typs A in flüssigem Stickstoff

Eine Zusammenfassung der Ergebnisse kann sowohl Tabelle 8.2 als auch Abbildung 8.9 entnommen werden. Beide Formen der Darstellung machen deutlich, dass

durch die Abkühlung der Schaltröhren keine signifikanten Unterschiede aufgezeigt werden konnten. Lediglich bei Typ B konnte im flüssigen Stickstoff ein minimal höherer maximaler Ausschaltstrom beobachtet werden. Eine mechanische Beschädigung der Vakuumschaltröhren aufgrund der Kurzschlussstrom-Ausschaltungen konnte im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen nicht beobachtet werden. Eine Auswertung in Bezug auf die in Kapitel 8.1 erarbeiteten Grundlagen erfolgt im nächsten Abschnitt.

Tabelle 8.2: Tabellarische Darstellung der normierten Ergebnisse der Kurzschlussstrom-Ausschaltprüfungen

Auswertegröße	Prüflingstyp A		Prüflingstyp B	
	77 K	293 K	77 K	293 K
Mittelwert	1,40	1,40	1,45	1,40
Minimum	1,30	1,30	1,45	1,30
Maximum	1,45	1,45	1,45	1,60
Standardabweichung	0,17	0,09	0,00	0,09

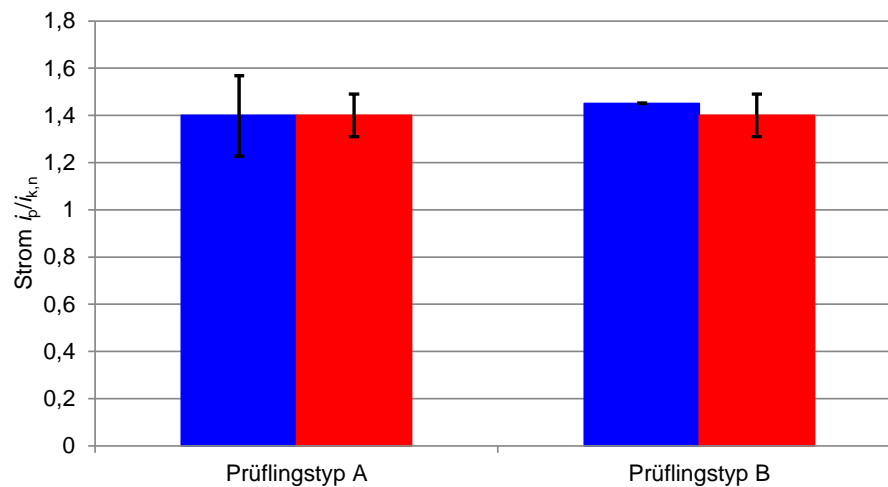


Abbildung 8.9: Grafische Darstellung der normierten Ergebnisse der Kurzschlussstrom-Ausschaltprüfungen mit Standardabweichung als Fehlerbalken bei Umgebungstemperatur (rot) sowie in flüssigem Stickstoff (blau)

8.3 Auswertung und Zusammenfassung

In Kapitel 8.1 wurde der zu erwartende Temperatureinfluss in Abhängigkeit der Kontaktgeometrien beschrieben. Für AMF-Kontakte wäre aufgrund der diffusen Lichtbogenform ein tendenziell besseres Verhalten zu erwarten. Diese Kontaktgeometrie, die bevorzugt zum Ausschalten sehr hoher Kurzschlussströme bei gleichzeitig hohen Spannungen verwendet wird [Sla2008], konnte hier aufgrund technischer Limitierung durch den synthetischen Prüfkreis jedoch nicht untersucht werden. Bei RMF-Kontakten wäre aufgrund einer tendenziell niedrigeren Rotationsgeschwindigkeit des kontrahierten Bogens ein reduziertes Ausschaltvermögen zu erwarten. Dies konnte mit den hier untersuchten Prüflingstypen jedoch nicht bestätigt werden. Da es nicht möglich war, die Rotationsgeschwindigkeit zu messen, kann eine Reduzierung ebendieser jedoch nicht ausgeschlossen werden. Der Einfluss auf die Höhe des maximalen Ausschaltstromes scheint aber - sofern überhaupt vorhanden - vernachlässigbar.

9 Zusammenfassung der Ergebnisse

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Grundsatzuntersuchungen zum Schalten in Flüssigstickstoff-Umgebung durchgeführt. Als Ansatz wurde hierbei die Verwendung kommerzieller Vakuumschaltröhren verfolgt, da sie im Unterschied zu anderen Schaltertechnologien über kein Isolier- oder Löschmedium verfügen. Der Einsatz dieser Vakuumschaltröhren direkt in flüssigem Stickstoff bringt einige Herausforderungen mit sich, die untersucht wurden und hier nun abschließend zusammengefasst werden. Das Ziel der Arbeit war es dabei nicht, einen fertigen Schalter zu entwickeln, sondern die Tauglichkeit der Vakuumschalttechnik zu überprüfen.

Mechanik

Vakuumschaltröhren sind typischerweise für Innenraumanwendungen in Luft oder anderen Isoliergasen konzipiert. Eine Verwendung direkt in flüssigem Stickstoff hat demnach Auswirkungen auf die elektrischen und mechanischen Eigenschaften. Hierzu zählen neben der elektrischen sowie der thermischen Leitfähigkeit des Kontaktsystems auch die Härte und die thermische Ausdehnung. Diese Parameter wurden aus der Literatur zusammengetragen und, wenn nötig, durch eigene Messungen ergänzt. Anschließend erfolgte eine Bewertung der Auswirkungen. Alle Komponenten, wie zum Beispiel das Kontaktsystem und der Metallfaltenbalg, sind prinzipiell für die Verwendung in flüssigem Stickstoff geeignet. Dass es beispielsweise beim Metallfaltenbalg zu einer geringen Reduzierung der Duktilität kommt, schränkt den Einsatz nicht ein. Große Temperaturgradienten beim Abkühlen könnten zu einem unmittelbaren Anstieg des Innendruckes und damit dem Ausfall der Schaltröhre führen. Statische sowie dynamische Versuche konnten diese Befürchtung allerdings nicht bestätigen. Der Aufbau von Vakuumschaltröhren scheint aus mechanischer Sicht also prinzipiell für den Einsatz in flüssigem Stickstoff geeignet zu sein.

Elektrischer Widerstand

Ein zu hoher elektrischer Widerstand der Vakuumschaltröhren wurde im Vorfeld der Arbeit als mögliches Ausschlusskriterium angesehen. Die deutlich höheren Betriebsströme könnten in Kombination mit dem schlechten Wirkungsgrad der Kältemaschinen zu nicht tolerierbaren Verlusten führen. Simulationen und Messungen in dieser Arbeit haben gezeigt, dass Gleichstromwiderstände von unter $1\ \mu\Omega$ mit kommerziellen Schaltröhren in flüssigem Stickstoff erreicht werden können. Der Rückgang des Widerstandes ist dabei ausschließlich auf die erhöhte Leitfähigkeit zurückzuführen. Der Wechselstromwiderstand liegt in Abhängigkeit der Geometrie aufgrund des Skin-effektes, der bei 77 K ausgeprägter ist als bei 293 K, deutlich höher. Die genannten Werte gelten jedoch nur für neue Kontakte, mit denen bisher keine Ausschaltungen durchgeführt wurden. Je nach Belastung ist hierdurch ein Anstieg des Kontaktübergangswiderstandes von bis zu 100 % möglich. Eine Optimierung der Kontaktgeometrie in Kombination mit Kontaktmaterialien höherer Leitfähigkeit macht eine weitere Reduzierung möglich. Hierbei ist jedoch eine Vereinbarkeit mit den weiteren Anforderungen wie beispielsweise den Lichtbogenlöscheigenschaften zu prüfen. Um die Auswirkungen der auftretenden Verluste bewerten zu können, darf die Vakuumschaltröhre nicht unabhängig vom Gesamtsystem der supraleitenden Betriebsmittel betrachtet werden. Wird durch den Einsatz von Schaltgeräten erst die Vernetzung mehrerer einzelner Netzabschnitte möglich, kann ein Einsatz trotz zusätzlicher Verluste wirtschaftlich sinnvoll sein.

Dielektrik

Der Einsatz von Vakuumschaltröhren direkt in flüssigem Stickstoff wirkt sich zunächst stark auf die äußere dielektrische Festigkeit aus. Diese steigt im Vergleich zu Luft an, sodass auch bei maximalem Kontakthub keine Außenüberschläge hervorgerufen werden konnten. Die Untersuchungen beschränkten sich folglich auf die innere dielektrische Festigkeit. Erkenntnisse aus der Literatur zeigen einen Anstieg der Festigkeit vor allem bei Kühlung der Anode, da hiermit aufgrund erhöhter thermischer Leitfähigkeit die Bildung von Anodenplasma verhindert wird. Die Durchführung der Versuche erfolgte mit Stoßspannung, um eine unzulässige Aufheizung der Elektroden zu verhindern. Eine Steigerung der Spannungsfestigkeit konnte lediglich für große Kontaktabstände in flüssigem Stickstoff beobachtet werden. Dies ist auf den

zunehmenden Einfluss der Anode auf den Vakuumdurchschlag bei größerem Kontaktabstand zurückzuführen. Unterschiede zwischen der Kühlung von Anode und Kathode ließen sich nicht reproduzieren, da eine getrennte Kühlung der Elektroden nicht möglich war. Bei zusammenfassender Betrachtung von äußerer und innerer Festigkeit lässt sich festhalten, dass die nach Norm geforderten Pegel auch in flüssigem Stickstoff eingehalten werden. Im Vergleich zu herkömmlichen Mittelspannungsschaltanlagen kann auf eine zusätzliche Isolation mit SF₆ verzichtet werden.

Abreißstrom

Auftretende Überspannungen aufgrund hoher Abreißströme sind ein prinzipielles Problem bei der Verwendung von Vakuumschaltern. Durch die Verwendung in flüssigem Stickstoff und die stark reduzierte Elektrodentemperatur ist eine erhöhte Geschwindigkeit der Kathodenflecken in Kombination mit geringerer Kratergröße zu erwarten. Dieses Verhalten konnte im Labor in Form von früher einsetzenden Instabilitäten direkt vor dem Abriss beobachtet werden. Auf die Höhe des eigentlichen Abreißstromes hat dies jedoch keinen Einfluss, wie mit Hilfe statistischer Methoden gezeigt werden konnte. Dabei wurden Messreihen sowohl mit ohmscher als auch mit induktiver Last durchgeführt. Durch den Betrieb in flüssigem Stickstoff sind folglich keine höheren Überspannungen durch veränderte Stromabrissbedingungen zu erwarten.

Kurzschlussstrom

Das Ausschalten von Kurzschlussströmen stellt für Leistungsschalter die größte Herausforderung dar. Durch den Einsatz supraleitender Strombegrenzer ist allerdings mit geringeren Kurzschlussströmen im Vergleich zu konventionellen Netzen zu rechnen. Auf den Einsatz von AMF-Kontakten kann deshalb voraussichtlich verzichtet werden. Bei RMF-Kontakten könnte sich aufgrund der geringeren Kontakttemperatur eine niedrigere Rotationsgeschwindigkeit des kontrahierten Lichtbogens ergeben. Ausschaltversuche in einem synthetischen Prüfkreis konnten allerdings keinen Einfluss auf das Ausschaltvermögen zeigen. Eine Untersuchung der Rotationsgeschwindigkeit war hierbei allerdings nicht möglich.

10 Diskussion und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war es, die grundsätzliche Tauglichkeit von Vakuumschaltern in einer Flüssigstickstoff-Umgebung zu untersuchen. Dazu wurden Aspekte wie die Mechanik, der elektrische Widerstand, die dielektrischen Eigenschaften, der Abreißstrom sowie das Ausschalten von Kurzschlussströmen theoretisch wie auch experimentell betrachtet. Hierbei zeigte sich, dass die Vakuumschalttechnik prinzipiell ohne Einschränkungen eingesetzt werden kann. Da bisher keine detaillierten Anforderungen an entsprechende Schaltgeräte formuliert wurden, ist es jedoch möglich, dass für den praktischen Einsatz noch Modifikationen vorzunehmen sind. So kann bei Kurzschlussströmen unterhalb von 10 kA auf spezielle Kontaktgeometrien und schlechter leitende Kontaktwerkstoffe verzichtet werden. Hiermit ließen sich die thermischen Verluste sowie die Kosten pro Schaltröhre reduzieren.

Aufgrund der Vielfalt an unterschiedlichen Aspekten konnten nicht alle Facetten gleich ausführlich betrachtet werden. So wäre es beispielsweise noch möglich, die tatsächliche Lebensdauer unterschiedlicher Faltenbälge bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff zu untersuchen. Hierfür ist ein Aufbau notwendig, der ein Versagen selbstständig erkennt und den Versuch in der Folge abbricht. Auch in Bezug auf die unterschiedlichen Kontaktmaterialien konnten nicht alle Materialparameter wie zum Beispiel die thermische Leitfähigkeit von Kupfer-Chrom bei 77 K bestimmt werden. Sollte sich aufgrund hoher Kurzschlussströme ein Einsatz dieses Materials abzeichnen, wären weitere Untersuchungen in Zusammenarbeit mit Materialwissenschaftlern sinnvoll.

Die dielektrische Festigkeit der Vakuumschaltröhren wurde mit Stoßspannung untersucht, um eine Erwärmung der Kontakte auszuschließen. Eine Bestimmung der Durchschlagspannung mit Wechselspannung steht dagegen noch aus. Hierbei sind allerdings keine unangenehmen Überraschungen zu erwarten. Um die äußere dielektrische Festigkeit genauer zu betrachten, ist zudem eine Aufheizung der Prüflinge

sinnvoll, die thermische Verluste im Betrieb nachbildet. Hierbei kann es zum Blasensieden und folglich zu einer Reduzierung der Festigkeit kommen.

Das Ausschalten von Kurzschlussströmen wurde an zwei unterschiedlichen Schalteröhrentypen verschiedener Hersteller untersucht. Beide verfügten über eine RMF-Kontaktgeometrie. Hier wäre die Untersuchung weiterer Prüflinge, unter Umständen sogar mit AMF-Kontakten, denkbar. Neben einer Variation der Lichtbogenzeit kann auch das Einschalten auf einen Kurzschluss Aufschluss über die Eignung für den Einsatz in supraleitenden Netzen geben.

Von vornherein ausgeklammert wurde der Antrieb von Vakuumschaltern in flüssigem Stickstoff. Der Einsatz eines Federspeicherantriebes mit mechanischer Kraftübertragung über ein Schaltgestänge scheidet aufgrund des geschlossenen Systems aus. Prinzipiell denkbar wäre dagegen die Verwendung eines Magnet-Antriebes, wie er bereits bei Schützen häufig eingesetzt wird. Im Falle deutlich reduzierter Kurzschlussströme könnte auf die hohe Ausschaltgeschwindigkeit eines Federspeicherantriebes verzichtet werden.

Abschließend kann festgehalten werden, dass aus heutiger Sicht nichts gegen den Einsatz von Vakuumschaltröhren in einer Flüssigstickstoff-Umgebung spricht.

A Anhang

Auf den folgenden Seiten ist die in den jeweiligen Untersuchungen verwendete Messtechnik aufgeführt.

A.1 Messtechnik Widerstand

Tabelle A.1: Technische Daten Mikroohmmeter THETA LoRe gemäß Handbuch [The 2010]

Eigenschaft	Wert
Messbereich (Widerstand)	10 nΩ ... 20 mΩ
min. Auflösung (Widerstand)	1 nΩ
Messstrom	max. 90 A

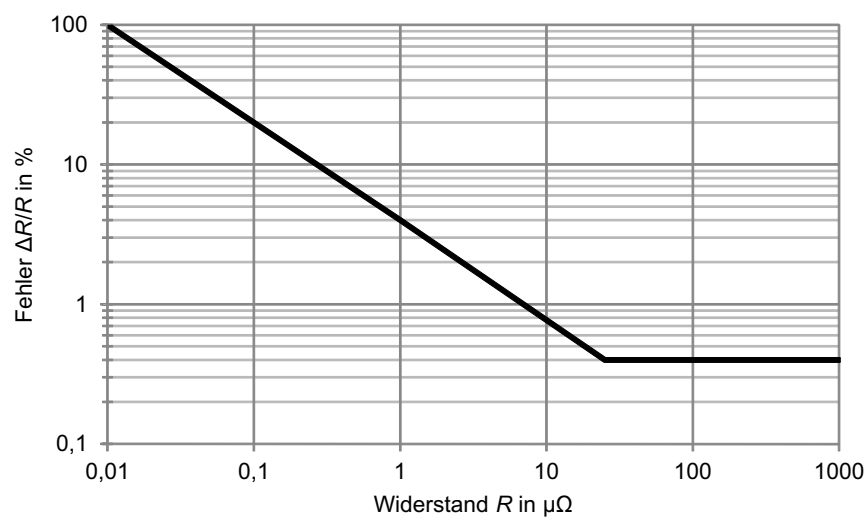


Abbildung A.1: Systematischer Messfehler Mikroohmmeter THETA LoRe gemäß Handbuch [The 2010]

Tabelle A.2: Technische Daten Stromwandler LEM HAL 400-S zur Messung des Gleichstromes im Rahmen der Vergleichsmessung gemäß Datenblatt [LEM 2011]

Eigenschaft	Wert
Nennstrom (RMS)	400 A
Messbereich	± 1000 A
Ausgangsspannung	± 4 V
Genauigkeit bei Nennstrom	± 1 %
Bandbreite	DC bis 50 kHz

Tabelle A.3: Technische Daten Multimeter Hewlett-Packard 34401A zur Messung des Spannungsfalles am Prüfling im Rahmen der Vergleichsmessung gemäß Datenblatt [Hew 1995]

Eigenschaft	Wert
Ausgewählter Messbereich	100,0000 mV
Ausgewählter Eingangswiderstand	> 10.000 M Ω
Messunsicherheit	< 1 %
Messverfahren	Kontinuierlich integrierender Multi-Slope-III-A/D-Wandler
Auflösung	6½ Stellen

A.2 Messtechnik Dielektrik

Die Messungen wurden mit dem DKD-kalibrierten 3-MV-Blitzstoßspannungs-Messsystem des Fachgebiets Hochspannungstechnik durchgeführt. Dieses besteht aus einem Hochspannungsteiler sowie einem Digitalrekorder, die über ein Koaxialkabel miteinander verbunden sind und in der Folge beschrieben werden. Die Messunsicherheit des Gesamtsystems liegt unterhalb von drei Prozent.

Tabelle A.4: Technische Daten des Hochspannungsteilers Haefely CZ 3000 gemäß DKD-Kalibrierschein [DKD 2012]

Eigenschaft	Wert
Nennspannung	3000 kV
Oberspannungskapazität	250 pF
Unterspannungskapazität	546 nF
Dämpfungswiderstand	900 Ω
Leitungswiderstand	350 Ω
Übersetzungsverhältnis	2444

Tabelle A.5: Technische Daten des Digitalrekorders HighVolt MIA 200-12/2B gemäß DKD-Kalibrierschein [DKD 2012]

Eigenschaft	Wert
Eingangsteiler	200:1
Eingestellte Abtastrate	200 MS/s
Eingestelltes Übersetzungsverhältnis	2358

A.3 Messtechnik Abreißstrom

Tabelle A.6: Technische Daten Differential-Tastkopf Testec TT-SI 9002 zur Messung der Lichtbogenbrennspannung gemäß Handbuch [Tes 2015]

Eigenschaft	Wert
Teilverhältnis	20:1 / 200:1 (umschaltbar)
Bandbreite	DC bis 25 MHz
Max. Eingangsspannung	± 1400 V
Max. Ausgangsspannung	± 7 V
Last	$4\text{ M}\Omega$ / $5,5\text{ pF}$
Genauigkeit	$\pm 2\%$

Tabelle A.7: Technische Daten Stromwandler Pearson 110A zur Messung des Abreißstromes gemäß Datenblatt [Pea 2000]

Eigenschaft	Wert
Empfindlichkeit	$0,1\text{ V/A}$
Max. Strom (Peak)	10 kA
Max. Strom (RMS)	65 A
Untere Grenzfrequenz	1 Hz
Obere Grenzfrequenz	20 MHz
Max. $I \cdot t$	$0,5\text{ As}$

Tabelle A.8: Technische Daten Stromwandler LEM HTA 500-S zur Messung des 50-Hz-Wechselstromes gemäß Datenblatt [LEM 2009]

Eigenschaft	Wert
Nennstrom (RMS)	500 A
Messbereich	± 1000 A
Ausgangsspannung	± 4 V
Genauigkeit bei Nennstrom	± 1 %
Bandbreite	DC bis 50 kHz

Tabelle A.9: Technische Daten Spannungsteiler North Star VD-60 zur Messung der Hochspannung auf der Lastseite gemäß Datenblatt [Nor 2015]

Eigenschaft	Wert
Übersetzungsverhältnis	10.000:1
Grenzfrequenz	20 MHz
Last	800 M Ω / 27 pF
Max. Spannung DC	60 kV
Max. Spannung Stoß	120 kV
Genauigkeit	1 % (10 Hz ... 1 MHz)

Tabelle A.10: Technische Daten LWL-Übertragungssystem Inventronik Viplax-II zur Übertragung des Pearson-Wandler-Signales gemäß Handbuch [Inv 2013]

Eigenschaft	Wert
Maximale Eingangsspannung	± 10 V
Bandbreite	18 MHz
Auflösung	14 bit
Signallatenz	<0,5 μ s

Tabelle A.11: Technische Daten der Oszilloskope Agilent DSO5014A und DSO6014A zur Darstellung der Messsignale gemäß Datenblatt und Handbuch [Agi 2012][Agi 2006]

Eigenschaft	Wert	
	DSO5014A	DSO6014A
Anzahl Kanäle	4	
Bandbreite	100 MHz	
Sample Rate	2 GSa/s	
Speichertiefe	8 Mpts	2 Mpts
Vertikale Auflösung	8 bit	
Vertikaler Eingangsbereich	2 mV/div bis 5 V/div	1 mV/div bis 5 V/div
Eingangsimpedanz	1 M Ω / 12 pF	1 M Ω / 11 pF

A.4 Messtechnik Kurzschlussstrom

Tabelle A.12: Technische Daten Stromwandler PEM CWT300 zur Messung des Hochstromes gemäß Datenblatt [PEM 2010]

Eigenschaft	Wert
Max. Strom (peak)	60 kA
Max. Steilheit	40 kA/ μ s
Empfindlichkeit	0,1 mV/A
Bandbreite	0,1 Hz bis 16 MHz
Genauigkeit	1 %

Tabelle A.13: Technische Daten Spannungsteiler North Star VD-60 zur Messung der TRV gemäß Datenblatt [Nor 2015]

Eigenschaft	Wert
Übersetzungsverhältnis	10.000 : 1
Grenzfrequenz	20 MHz
Last	800 M Ω / 27 pF
Max. Spannung DC	60 kV
Max. Spannung Stoß	120 kV
Genauigkeit	1 % (10 Hz ... 1 MHz)

Tabelle A.14: Technische Daten des Oszilloskopes Agilent DSO5014A zur Darstellung der Messsignale gemäß Datenblatt [Agi 2012]

Eigenschaft	Wert
Anzahl Kanäle	4
Bandbreite	100 MHz
Sample Rate	2 GSa/s
Speichertiefe	8 Mpts
Vertikale Auflösung	8 bit
Vertikaler Eingangsbereich	2 mV/div bis 5 V/div
Eingangsimpedanz	1 M Ω / 12 pF

Literaturverzeichnis

Literatur

- [Agi 2006] Agilent Technologies. *Handbuch Speicheroszilloskop 6014A*. 2006.
- [Agi 2012] Agilent Technologies. *Datenblatt Speicheroszilloskop 5014A*. 2012.
- [And 1992] André Anders, Simone Anders, Burkhard Jüttner, Heinz Pursch, Wolde-
mar Böttcher und Harald Lück. „Characteristic Times and Struc-
ture of Cathode Spots Determined by Streak Camera Measurements“. In: *Proceedings of the 15th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (1992), Seiten 289–293. ISSN: 1093-2941.
- [And 2005] André Anders. „The Fractal Nature of Vacuum Arc Cathode Spots“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 33 Issue 5 (2005), Seiten 1456–1464. DOI: 10.1109/TPS.2005.856488.
- [And 2008] André Anders. *Cathodic Arcs - From Fractal Spots to Energetic Con-
densation*. Springer New York, 2008. ISBN: 978-0-387-79108-1.
- [Bac 2009] Robert Bach, Wilfried Goldacker, Mathias Noe, Juri Poelchau, Werner
Prusseit und Dag Willén. *Konzept für eine effiziente Energieversor-
gung von Ballungsräumen*. VWEW Energieverlag GmbH Frankfurt
am Main, 2009. ISBN: 978-3-8022-0970-3.
- [Bal 1993] Jörg Ballat, Dieter König und Uwe Reininghaus. „Spark Conditio-
ning Procedures for Vacuum Interrupters in Circuit Breakers“. In: *IEEE Transactions on Electrical Insulation* Vol. 28 Issue 4 (1993),
Seiten 621–627. DOI: 10.1109/14.231544.

- [Bal 2008] Amalia Ballarino, Karl Hubert Meß und Thomas Taylor. „Extending the application of HTS in particle accelerators“. In: *Journal of Physics Conference Series* Vol. 97 (2008). DOI: 10.1088/1742-6596/97/1/012288.
- [Bei 1997] I. Beilis, B. E. Djakov, B. Jüttner und H. Pursch. „Structure and dynamics of high-current arc cathode spots in vacuum“. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* Vol. 30 No. 1 (1997), Seiten 119–130. DOI: 10.1088/0022-3727/30/1/015.
- [Bet 1999] Thomas Betz. *Ausschaltverhalten von in Serie geschalteten Vakuum-schaltkammern unter Berücksichtigung der Potentialaufteilung*. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 21 Nr. 270, VDI Verlag Düsseldorf, 1999. ISBN: 978-3-18-327021-7.
- [Beu 1972] G. P. Beukema. „Conditioning of a Vacuum Gap by Sparks and Ion Bombardment“. In: *Physica* Vol. 61 Issue 2 (1972), Seiten 259–274. DOI: 10.1016/0031-8914(72)90072-9.
- [Bla 2009] M. Blaz, M. Hilbert und M. Kurrat. „Investigations of the Surface Flashover Behaviour of Cylindrical Insulators in Liquid Nitrogen“. In: *Proceedings of the 16th International Symposium on High Voltage Engineering* (2009), Seiten 1547–1551. DOI: 10.1.1.615.4233.
- [Bla 2015] Michael Blaz. „Über den elektrischen Durchschlag in unterkühltem Flüssigstickstoff und die Beeinflussung durch Dampfblasen“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2015. ISBN: 978-3-8439-2252-4.
- [Box 1995] Raymond L. Boxman, Philip J. Martin und David M. Sanders. *Handbook of Vacuum Arc Science and Technology*. Noyes Publications Park Ridge, 1995. ISBN: 978-0-8155-1375-9.
- [Buc 1952] Th. Buchhold und H. Happoldt. *Elektrische Kraftwerke und Netze*. 2. Auflage. Springer Berlin Heidelberg, 1952. ISBN: 978-3-662-23786-1.
- [Buc 2004] Werner Buckel und Reinhold Kleiner. *Supraleitung - Grundlagen und Anwendungen*. 6. Auflage. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA Weinheim, 2004. ISBN: 978-3-527-40348-6.

- [Bun 2014] Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit (BMUB). *Aktionsprogramm Klimaschutz 2020*. 2014. url: http://www.bmub.bund.de/fileadmin/Daten_BMU/Download_PDF/Aktionsprogramm_Klimaschutz/aktionsprogramm_klimaschutz_2020_broschuere_bf.pdf (besucht am 02.12.2015).
- [But 1999] M. Butcher, A. Neuber, H. Krompholz, L. L. Hatfield und M. Kristiansen. „Surface flashover of dielectrics immersed in super-cooled liquid nitrogen“. In: *12th IEEE International Pulsed Power Conference* Vol. 1 (1999), Seiten 450–453. DOI: 10.1109/PPC.1999.825507.
- [Cer 1999] Cern. „Technical Specification - Sheets and Tubing for Special Cryogenic Applications“. In: No. 525 Ed. 3 (1999).
- [Cig 2004] Cigré Working Group SC D1.15. „Technical Trend of Superconducting and Electrical Insulating Materials for HTS Power Applications“. In: *Session Paper D1-403* (2004).
- [Cig 2006] Cigré Working Group SC D1.15. „Development and Application Trend of Superconducting Materials and Electrical Insulation Techniques for HTS Power Equipment“. In: *Session Paper D1-306* (2006).
- [Cig 2010] Cigré Working Group D1.15. „Status of Development and Field Test Experience with High-Temperature Superconducting Power Equipment“. In: *Technical Brochure 418* (2010).
- [Cig 2012] Cigré Working Group A3.23. „Application and Feasibility of Fault Current Limiters in Power Systems“. In: *Technical Brochure 497* (2012).
- [Cra 2007] Valentin Crastan. *Elektrische Energieversorgung* 1. 2. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007. ISBN: 978-3-540-69439-7.
- [Cre 2012] John D. Cressler und H. Alan Mantooth. *Extreme Environment Electronics*. CRC Press Boca Raton, 2012. ISBN: 978-1-4398-7430-1.
- [Dem 2007] J. A. Demko, I. Sauers, D. R. James, M. J. Gouge, D. Lindsay, M. Roden, J. Tolbert, D. Willén, C. Træholt und C. T. Nielsen. „Triaxial HTS Cable for the AEP Bixby Project“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 17 Issue 2 (2007), Seiten 2047–2050. DOI: 10.1109/TASC.2007.897842.

- [Dem 2015] Wolfgang Demtröder. *Experimentalphysik 1 - Mechanik und Wärme*. 7. Auflage. Springer Spektrum Berlin/Heidelberg, 2015. ISBN: 978-3-662-46414-4.
- [Din 2003a] Cuie Ding und Satoru Yanabu. „Effect of Parallel Circuit Parameters on the Instability of a Low-Current Vacuum Arc“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 31 Issue 5 (2003), Seiten 877–883. DOI: 10.1109/TPS.2003.818420.
- [Din 2003b] Cuie Ding, Satoru Yanabu und Satoaki Arai. „Instability and Chopping Phenomena of a Low-Current Vacuum Arc“. In: *Electrical Engineering in Japan* Vol. 145 Issue 4 (2003), Seiten 1061–1067. DOI: 10.1002/eej.10224.
- [DKD 2012] Deutscher Kalibrierdienst DKD. *Kalibrierschein 3-MV-Blitzstoßspannungs-Messsystem der TU Darmstadt vom 24.02.2012*. 2012.
- [Dod 2009] AMI DODUCO GmbH Pforzheim. *Datenbuch der elektrischen Kontakte*. Stieglitz Verlag Mühlacker, 2009. ISBN: 978-3-7987-0400-8.
- [Dor 1995] Bijan Dorri und E. Trifon Laskaris. „Persistent Superconducting Switch for Cryogen-Free MR Magnets“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 5 Issue 2 (1995), Seiten 177–180. DOI: 10.1109/77.402518.
- [Dul 1989] Edgar Dullni. „Motion of High-Current Vacuum Arcs on Spiral-Type Contacts“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 17 Issue 6 (1989), Seiten 875–879. DOI: 10.1109/27.41226.
- [Dul 1992] E. Dullni und E. Schade. „Investigation of the High-Current Interruption of Vacuum Circuit-Breakers“. In: *Proceedings of the 15th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (1992), Seiten 279–288. DOI: 10.1109/14.231543.
- [Dul 2003] Edgar Dullni, Ekkehard Schade und Wenkai Shang. „Vacuum Arcs Driven by Cross-Magnetic Fields (RMF)“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 31 Issue 5 (2003), Seiten 902–908. DOI: 10.1109/TPS.2003.818445.

- [Dul 2014] E. Dullni, D. Gentsch, Th. Delachaux und W. Shang. „Resistance Increase of Vacuum Interrupters Due to High-Current Interruptions“. In: *Proceedings of the 26th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* Vol. 2 (2014), Seiten 405–408. DOI: 10.1109/DEIV.2014.6961705.
- [Eck 1971] Günter Ecker. „Zur Theorie des Vakuumbogens“. In: *Beiträge aus der Plasmaphysik* Vol. 11 Issue 5 (1971), Seiten 405–415. DOI: 10.1002/ctpp.19710110506.
- [Eck 1972] Günter Ecker. „Unified Analysis of the Metal Vapour Arc“. In: *Zeitschrift für Naturforschung A* Band 28 Heft 3-4 (1972), Seiten 417–428. DOI: 10.1515/zna-1973-3-415.
- [Eck 1974] Günter Ecker. „Das Chopping Phänomen“. In: *Beiträge aus der Plasmaphysik* Vol. 14 Issue 3 (1974), Seiten 67–78. DOI: 10.1002/ctpp.19740140302.
- [Fal 2002] L. T. Falkingham. „Fifty years of Vacuum Interrupter Development in the UK“. In: *Proceedings of the 20th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (2002), Seiten 1–8. DOI: 10.1109/ISDEIV.2002.1027296.
- [Fan 1982a] D. Y. Fang. „Cathode spot velocity of vacuum arcs“. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* Vol. 15 No. 5 (1982), Seiten 833–844. DOI: 10.1088/0022-3727/15/5/013.
- [Fan 1982b] D. Y. Fang, A. Nürnberg und U. H. Bauder. „Arc Velocity and Erosion for Stainless Steel and Aluminum Cathodes“. In: *Journal of Nuclear Materials* Vol. 111-112 (1982), Seiten 517–521. DOI: 10.1016/0022-3115(82)90258-6.
- [Fan 1983] D. Y. Fang. „Temperature Dependence of Retrograde Velocity of Vacuum Arcs in Magnetic Fields“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 11 Issue 3 (1983), Seiten 110–114. DOI: 10.1109/TPS.1983.4316236.
- [Far 1985] G. A. Farrall. „Electrical Breakdown in Vacuum“. In: *IEEE Transactions on Electrical Insulation* Vol. EI-20 Issue 5 (1985), Seiten 815–841. DOI: 10.1109/TEI.1985.348842.

- [Fes 2002] Jürgen Feßmann und Helmut Orth. *Angewandte Chemie und Umwelttechnik für Ingenieure*. 2. Auflage. ecomed SICHERHEIT Landsberg/Lech, 2002. ISBN: 978-3-609-68352-2.
- [Fin 2003] Harald Fink, Dietmar Gentsch und Markus Heimbach. „Multilayer Contact Material Based on Copper and Chromium Material and its Interruption Ability“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 31 Issue 5 (2003), Seiten 973–976. DOI: 10.1109/TPS.2003.818425.
- [Fin 2010] S. Fink, M. Noe, V. Zwecker und T. Leibfried. „Lightning impulse breakdown voltage of liquid nitrogen under the influence of heating“. In: *Journal of Physics: Conference Series* Vol. 234 Issue 3 (2010). DOI: 10.1088/1742-6596/234/2/032011.
- [Fow 1928] R. H. Fowler und L. Nordheim. „Electron Emission in Intense Electric Fields“. In: *Proceedings of the Royal Society of London Series A* Vol. 119 No. 781 (1928), Seiten 173–181. DOI: 10.1098/rspa.1928.0091.
- [Fro 1985] F. Froncek, Zb. Wróblewski und H. Schmidt. „Neue Methode zur Ermittlung der Schaltüberspannungen durch Abreißströme von Vakuumschaltern unter Berücksichtigung der Rückwirkung des Schaltkreises auf den Vakuumlichtbogen“. In: *ETZ-Archiv* Band 7 Heft 7 (1985), Seiten 233–239. ISSN: 0170-1703.
- [Gar 2003] Cédric Garion. „Material and structural mechanical modelling and reliability of thin-walled bellows at cryogenic temperatures. Application to LHC compensation system“. Dissertation. Universität Blaise Pascal Clermont-Ferrand II, 2003.
- [Gat 2015] Michael Gatzsche, Nils Lücke, Steffen Großmann, Tom Kufner und George Freudiger. „Validity of the Voltage-Temperature Relation for Contact Elements in High Power Applications“. In: *Proceedings of the 61st Holm Conference on Electrical Contacts* (2015), Seiten 29–38. DOI: 10.1109/HOLM.2015.7354951.
- [Gen 2002] Dietmar Gentsch. „Testverfahren für Kontaktwerkstoffe vor dem Einsatz in Vakuumschaltkammern“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2002. ISBN: 978-3-18-334221-1.

- [Gen 2006] Dietmar Gentsch. „Contact Material for Vacuum Interrupters based on CuCr with a Specific High Short Circuit Interruption Ability“. In: *Proceedings of the 22nd International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* Vol. 2 (2006), Seiten 437–442. DOI: 10.1109/DEIV.2006.357331.
- [Ger 1998] J. Gerhold. „Properties of cryogenic insulants“. In: *Cryogenics* Vol. 38 Issue 11 (1998), Seiten 1063–1081. DOI: 10.1016/S0011-2275(98)00094-0.
- [Gie 2004] Stefan Giere. „Vakuumschalttechnik im Hochspannungseinsatz“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2004. ISBN: 978-3-86537-007-5.
- [Gra 1972] P. Graneau und L. B. Thompson. „Three functions of vacuum in cryocables“. In: *Cryogenics* Vol. 12 Issue 5 (1972), Seiten 366–369. DOI: 10.1016/0011-2275(72)90111-7.
- [Gra 1975] P. Graneau. „Vacuum insulation for cryocables“. In: *Cryogenics* Vol. 15 Issue 1 (1975), Seiten 25–27. DOI: 10.1016/0011-2275(75)90164-2.
- [Gra 1976] Peter Graneau und D. Bruce Montgomery. „Insulator flashover mechanism in vacuum insulated cryocables“. In: *Journal of vacuum science & technology* Vol. 13 Issue 5 (1976), Seiten 1081–1087. DOI: 10.1116/1.569078.
- [Gre 1994] Allan Greenwood. *Vacuum Switchgear*. The Institution of Electrical Engineers London, 1994. ISBN: 978-0-85296-855-0.
- [Gro 2010] Jürgen Groß. *Grundlegende Statistik mit R*. Vieweg+Teubner Verlag Wiesbaden, 2010. ISBN: 978-3-8348-1039-7.
- [Gru 2007] Jörn Grundmann. *Kennlinienfeldmessung und Modellierung der Auslösung und Quenchausbreitung in HTSL-Strombegrenzern*. Cuvillier Verlag Göttingen, 2007. ISBN: 978-3-86727-475-3.
- [Hac 1975] Reuben Hackam. „Effects of voltage polarity, electric current, external resistance, number of sparkings, supply frequency, and addition of hydrogen and air on electrical breakdown in vacuum“. In: *Journal of Applied Physics* Vol. 46 Issue 9 (1975), Seiten 3789–3799. DOI: 10.1063/1.322165.

- [Hah 1970] Thomas Hahn. „Thermal Expansion of Copper from 20 to 800 K - Standard Reference Material 736“. In: *Journal of Applied Physics* Vol. 41 No. 13 (1970), Seiten 5096–5101. DOI: 10.1063/1.1658614.
- [Hal 2013] Patrick Halbach. „Einfluss des Prüfkreises auf das Abreißstromverhalten von Vakuumschaltern unter Berücksichtigung spezieller Netzkonfigurationen in der Mittelspannung“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [Han 1979] E. Hantzsche. „On the Heat Sources of the Arc Cathode Spot“. In: *Beiträge aus der Plasmaphysik* Vol. 19 Issue 2 (1979), Seiten 59–79. DOI: 10.1002/ctpp.19790190202.
- [Han 1980] E. Hantzsche. „The Erosion Rates of Arc Cathode Spots by Crater Formation“. In: *Beiträge aus der Plasmaphysik* Vol. 20 Issue 1 (1980), Seiten 61–76. DOI: 10.1002/ctpp.19800200105.
- [Hap 1978] Hans Happoldt und Dietrich Oeding. *Elektrische Kraftwerke und Netze*. Springer Verlag Berlin/Heidelberg, 1978. ISBN: 978-3-540-08305-4.
- [Har 1991] Masanori Hara, Hironori Koishihara und Kenji Saita. „Breakdown Behavior of Cryogenic Liquids in the Presence of Thermal Bubbles under Ramped Voltage“. In: *IEEE Transactions on Electrical Insulation* Vol. 26 Issue 4 (1991), Seiten 685–691. DOI: 10.1109/14.83690.
- [Has 2004] William V. Hassenzahl, Drew W. Hazelton, Brian K. Johnson, Peter Komarek, Mathias Noe und Chandra T. Reis. „Electric Power Applications of Superconductivity“. In: *Proceedings of the IEEE* Vol. 92 Issue 10 (2004), Seiten 1655–1674. DOI: 10.1109/JPR0C.2004.833674.
- [Hau 1984] Wolfgang Hauschild und Wolfgang Mosch. *Statistik für Elektrotechniker - Eine Darstellung an Beispielen aus der Hochspannungstechnik*. VEB Verlag Technik Berlin, 1984.
- [Hay 1997] N. Hayakawa, H. Sakakibara, H. Goshima, M. Hikita und H. Okubo. „Breakdown Mechanism of Liquid Nitrogen Viewed from Area and Volume Effects“. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* Vol. 4 Issue 1 (1997), Seiten 127–134. DOI: 10.1109/94.590883.
- [Hay 2011] William M. Haynes. *CRC Handbook of Chemistry and Physics*. 92. Auflage. CRC Press Boca Raton, 2011. ISBN: 978-1-4398-5511-9.

- [Hel 1976] Karl-Heinz Hellwege. *Einführung in die Festkörperphysik*. Springer Berlin/Heidelberg, 1976. ISBN: 978-3-540-07500-4.
- [Hen 2011] Heino Henke. *Elektromagnetische Felder - Theorie und Anwendung*. 4. Auflage. Springer Heidelberg Dordrecht London New York, 2011. ISBN: 978-3-642-19745-1.
- [Her 2012] Ekbert Hering, Rolf Martin und Martin Stohrer. *Physik für Ingenieure*. 11. Auflage. Springer Berlin/Heidelberg, 2012. ISBN: 978-3-642-22569-7.
- [Heu 2013] Klaus Heuck, Klaus-Dieter Dettmann und Detlef Schulz. *Elektrische Energieversorgung - Erzeugung, Übertragung und Verteilung elektrischer Energie für Studium und Praxis*. 9. Auflage. Springer Vieweg Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-8348-1699-3.
- [Hew 1995] Hewlett-Packard. *Datenblatt Multimeter 34401A*. 1995.
- [Hin 1992] Karl Heinrich Hinterthür und Peter Kirchesch. „Synthetische Prüftechnik bei Hochspannungs-Leistungsschaltern“. In: *etz* Band 113 Heft 22-23 (1992), Seiten 1428–1431.
- [Ho 1977] C. Y. Ho und T. K. Chu. „Electrical Resistivity and Thermal Conductivity of Nine Selected AISI Stainless Steels“. In: *Center for Information and Numerical Data Analysis and Synthesis* Report 45 (1977).
- [Hol 1967] Ragnar Holm. *Electric Contacts - Theory and Application*. 4. Auflage. Springer Berlin/Heidelberg/New York, 1967. ISBN: 978-3-540-03875-7.
- [Hul 2004] John R. Hull und Masato Murakami. „Applications of Bulk High-Temperature Superconductors“. In: *Proceedings of the IEEE* Vol. 92 Issue 10 (2004), Seiten 1705–1718. DOI: 10.1109/JPROC.2004.833796.
- [Iba 2009] Harald Ibach und Hans Lüth. *Festkörperphysik - Einführung in die Grundlagen*. 7. Auflage. Springer Berlin/Heidelberg, 2009. ISBN: 978-3-540-85794-5.

- [Ins 2015] Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung. *Eintrag für Beryllium in der GESTIS-Stoffdatenbank*. 2015. url: [http://gestis.itrust.de/nxt/gateway.dll/gestis_de/008020.xml?f=templates\\$fn=document-frameset.htm\\$3.0](http://gestis.itrust.de/nxt/gateway.dll/gestis_de/008020.xml?f=templates$fn=document-frameset.htm$3.0) (besucht am 13.11.2015).
- [Inv 2013] Inventronik GmbH. *Handbuch Lichtwellenleiter-Übertragungssystem Viplax-II*. 2013.
- [Jam 2006] D. R. James, I. Sauers, E. Tuncer, A. R. Ellis, K. Tekletsadik und D. W. Hazelton. „Non-Uniform Field Breakdown and Surface Flashover in Liquid Nitrogen Gaps for HTS Applications“. In: *IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena* (2006), Seiten 700–703. DOI: 10.1109/CEIDP.2006.312028.
- [Jam 2007] D. R. James, I. Sauers, A. R. Ellis, E. Tuncer, K. Tekletsadik und D. W. Hazelton. „Breakdown and Partial Discharge Measurements of Some Commonly Used Dielectric Materials in Liquid Nitrogen for HTS Applications“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 17 Issue 2 (2007), Seiten 1513–1516. DOI: 10.1109/TASC.2007.898471.
- [Jüt 1982] Burkhard Jüttner. „On the variety of Cathode Craters of Vacuum Arcs, and the Influence of the Cathode Temperature“. In: *Physica B+C* Vol. 114 Issue 2 (1982), Seiten 255–261. DOI: 10.1016/0378-4363(82)90045-6.
- [Jüt 2001] Burkhard Jüttner. „Cathode spots of electric arcs“. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* Vol. 34 No. 17 (2001), R103–R123. DOI: 10.1088/0022-3727/34/17/202.
- [Kau 2013] Benjamin Kaufmann, Sebastian Dreier, Christoph Haberstroh und Steffen Großmann. „Integration of LN2 Multiphase Heat Transfer Into Thermal Networks for High Current Components“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 23 Issue 3 Article 5000104 (2013). DOI: 10.1109/TASC.2012.2234191.
- [Kel 2001] Nathan Kelley, Marco Nassi und Lawrence Masur. „Application of HTS Wire and Cables to Power Transmission: State of the Art and

- Opportunities“. In: *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting* Vol. 2 (2001), Seiten 448–454. DOI: 10.1109/PESW.2001.916883.
- [Kin 1982] Dieter Kind und Hermann Kärner. *Hochspannungs-Isoliertechnik*. Vieweg Braunschweig, 1982. ISBN: 978-3-528-03812-0.
- [Kir 1983] Detlef Kirsch. „Über die elektrische Festigkeit von Isolieranordnungen im Hochvakuum bei Raumtemperatur und bei 77 K“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1983.
- [Kle 2005] Martin Kleimaier und Claus Neumann. „Auslegung und Erprobung eines 10-kV-supraleitenden Strombegrenzers“. In: *Technische Innovationen in Verteilungsnetzen* ETG-Fachbericht 98 (2005), Seiten 33–38. ISSN: 0341-3934.
- [Koo 2011] Masoumeh Koochack Zadeh. „Field Emission Current Analysis for the Assessment of Dielectric and Switching Performance of Vacuum Interrupters“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [Kör 2008] Florian Körner. „Kontaktverhalten von Vakuumschaltern beim kapazitiven Schalten“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2008. ISBN: 978-3-89963-916-2.
- [Kra 2003] Hans-Peter Kraemer, Wolfgang Schmidt, Bernd Utz und Heinz-Werner Neumueller. „Switching Behavior of YBCO Thin Film Conductors in Resistive Fault Current Limiters“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 13 Issue 2 (2003), Seiten 2044–2047. DOI: 10.1109/TASC.2003.812980.
- [Küc 2009] Andreas Küchler. *Hochspannungstechnik: Grundlagen - Technologie - Anwendungen*. 3. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009. ISBN: 978-3-540-78412-8.
- [Lan 1985] Y. Langhame, J. Castonguay, N. Bédard und H. St-Onge. „Low Temperature Performance of Naphthenic and Paraffinic Oils in Transformers and Automatic Circuit Reclosers“. In: *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* PAS-104 (1985), Seiten 910–917. DOI: 10.1109/TPAS.1985.319092.

- [Lan 2006] M. Landry, A. Mercier, G. Ouellet, C. Rajotte, J. Caron und M. Roy. „A New Measurement Method of the Dynamic Contact Resistance of HV Circuit Breakers“. In: *IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition* (2006). DOI: 10.1109/TDCLA.2006.311501.
- [Lat 1995] Rod Latham. *High Voltage Vacuum Insulation*. Academic Press London, 1995. ISBN: 978-0-12-399494-3.
- [LEM 2009] LEM. *Datenblatt Stromwandler HTA 500-S*. 2009.
- [LEM 2011] LEM. *Datenblatt Stromwandler HAL 400-S*. 2011.
- [Leu 2012] M. B. J. Leusenkamp. „Impulse Voltage Generator Design and the Potential Impact on Vacuum Interrupter De-conditioning“. In: *Proceedings of the 25th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (2012), Seiten 453–456. DOI: 10.1109/DEIV.2012.6412553.
- [Lin 1993] Manfred Lindmayer. „High Temperature Superconductors as Current Limiters - An Alternative to Contacts and Arcs in Circuit Breakers?“. In: *Proceedings of the Thirty-Ninth IEEE Holm Conference on Electrical Contacts* (1993), Seiten 1–10. DOI: 10.1109/HOLM.1993.489653.
- [Lin 2005] Manfred Lindmayer und Jörn Grundmann. „Hochtemperatur-Supraleiter in Betriebsmitteln der elektrischen Energietechnik - Stand der Technik“. In: *Technische Innovationen in Verteilungsnetzen* ETG-Fachbericht 98 (2005), Seiten 15–26.
- [Lip 1976] H. J. Lippmann und D. Schuöcker. „Chopping Current of Metal Vapor Arc in Vacuum“. In: *Siemens Forschungs- und Entwicklungsbericht* Band 5 Nummer 1 (1976), Seiten 21–24. ISSN: 0370-9736.
- [Lip 1977] H. J. Lippmann, W. Reif und D. Schuöcker. „Kennlinie und Hochfrequenzstabilität des Metaldampflichtbogens im Vakuum“. In: *Siemens Forschungs- und Entwicklungsbericht* Band 6 Nummer 4 (1977), Seiten 252–259. ISSN: 0370-9736.
- [Lip 2003] Hans Joachim Lippmann. *Schalten im Vakuum*. VDE Verlag GmbH Berlin und Offenbach, 2003. ISBN: 978-3-8007-2317-1.

-
- [Lit 1983] E. A. Litvinov, G. A. Mesyats und D. I. Proskurovskii. „Field emission and explosive electron emission processes in vacuum discharges“. In: *Soviet Physics Uspekhi* Vol. 26 No. 2 (1983), Seiten 138–159. DOI: 10.1070/PU1983v026n02ABEH004322.
- [Lit 1985] E. A. Litvinov. „Theory of Explosive Electron Emission“. In: *IEEE Transactions on Electrical Insulation* Vol. EI-20 Issue 4 (1985), Seiten 683–689. DOI: 10.1109/TEI.1985.348885.
- [Lit 1998] E. A. Litvinov und A. Z. Nemirovskii. „The Mechanism of Development of a Cathode Spot of a Vacuum Arc“. In: *Proceedings of the 18th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (1998), Seiten 284–287. DOI: 10.1109/DEIV.1998.740626.
- [Lue 2010] Nils Lücke, Steffen Großmann, Helmut Löbl, Tom Ledermann und George Freudiger. „Long-Term Behaviour of Plug-in Connectors with Copper Beryllium Contact Lamellas Depending on Stress Relaxation“. In: *Proceedings of the 56th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts* (2010), Seiten 1–6. DOI: 10.1109/HOLM.2010.5619471.
- [Mag 2007] J. F. Maguire, F. Schmidt, S. Bratt, T. E. Welsh, J. Yuan, A. Allais und F. Hamber. „Development and Demonstration of a HTS Power Cable to Operate in the Long Island Power Authority Transmission Grid“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 17 Issue 2 (2007), Seiten 2034–2037. DOI: 10.1109/TASC.2007.898359.
- [Mar 2005] Werner Martienssen und Hans Warlimont. *Springer Handbook of Condensed Matter and Materials Data*. Springer Berlin/Heidelberg, 2005. ISBN: 978-3-540-44376-6.
- [Mar 2009] Stephen A. March, Amalia Ballarino und Yifeng Yang. „Power Switches Utilizing Superconducting Material for Accelerator Magnets“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 19 Issue 3 (2009), Seiten 1182–1185. DOI: 10.1109/TASC.2009.2017890.
- [Mat 1979] R. A. Matula. „Electrical resistivity of copper, gold, palladium, and silver“. In: *Journal of Physical and Chemical Reference Data* Vol. 8 (1979), Seiten 1147–1298. DOI: 10.1063/1.555614.

- [Maz 1981] B. Mazurek, J. D. Cross und K. D. Srivastava. „Point-to-Plane Breakdown in Vacuum at Cryogenic Temperatures“. In: *Physica B+C* Vol. 104 Issues 1-2 (1981), Seiten 82–87. DOI: 10.1016/0378-4363(81)90039-5.
- [McG 1978] Robert McGill, John W. Tukey und Wayne A. Larsen. „Variations of Box Plots“. In: *The American Statistician* Vol. 32 No. 1 (1978), Seiten 12–16. DOI: 10.2307/2683468.
- [Mee 1953] J. M. Meek und J. D. Craggs. *Electrical Breakdown of Gases*. Oxford University Press Oxford, 1953.
- [Mee 2005] Victor Meerovich, Vladimir Sokolovsky und Istvan Vajda. „Switches Based on High-Temperature Superconducting Thin Films“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 15 Issue 2 (2005), Seiten 2047–2050. DOI: 10.1109/TASC.2005.849448.
- [Mes 1977] G. I. Meschanov, D. I. Belyi, P. I. Dolgosheev, I. B. Peshkov und G. G. Svalov. „The Present State and Prospects of the Research Effort in the Sphere of Making Flexible Cryocables in the USSR“. In: *IEEE Transactions on Magnetics* Vol. 13 Issue 1 (1977), Seiten 154–160. DOI: 10.1109/TMAG.1977.1059364.
- [Mey 2004] Christoph Meyer, Stefan Schröder und Rik W. De Doncker. „Solid-State Circuit Breakers and Current Limiters for Medium-Voltage Systems Having Distributed Power Systems“. In: *IEEE Transactions on Power Electronics* Vol. 19 Issue 5 (2004), Seiten 1333–1340. DOI: 10.1109/TPEL.2004.833454.
- [Mey 2006] Christoph Meyer und Rik W. De Doncker. „Solid-State Circuit Breaker Based on Active Thyristor Topologies“. In: *IEEE Transactions on Power Electronics* Vol. 21 Issue 2 (2006), Seiten 450–458. DOI: 10.1109/TPEL.2005.869756.
- [Mis 1993] Konstantinos Misiakos und Dimitris Tsamakis. „Accurate measurements of the silicon intrinsic carrier density from 78 to 340 K“. In: *Journal of Applied Physics* Vol. 74 Issue 5 (1993), Seiten 3293–3297. DOI: 10.1063/1.354551.
- [Mül 2003] Ansgar Müller. *Mittelspannungstechnik - Schaltgeräte und Schaltanlagen*. Siemens AG Berlin/München, 2003.

- [Mur 1977] M. Murano, S. Yanabu, H. Ohashi, H. Ishizuka und T. Okazaki. „Current Chopping Phenomena of Medium Voltage Circuit Breakers“. In: *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* Vol. 96 Issue 1 (1977), Seiten 143–149. DOI: 10.1109/T-PAS.1977.32317.
- [Noe 2008] M. Noe, M. Steurer, S. Eckroad und R. Adapa. „Progress on the R&D of Fault Current Limiters for Utility Applications“. In: *IEEE Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century* (2008), Seiten 1–4. DOI: 10.1109/PES.2008.4596267.
- [Nor 2015] North Star. *Datenblatt Spannungsteiler VD-60*. 2015.
- [Nür 1981] A. W. Nürnberg, D. Y. Fang und U. H. Bauder. „Temperature Dependence of the Erosion of Al and TiC by Vacuum Arcs in a Magnetic Field“. In: *Journal of Nuclear Materials* Vol. 103 (1981), Seiten 305–308. DOI: 10.1016/0022-3115(82)90614-6.
- [Pea 2000] Pearson Electronics. *Datenblatt Stromwandler 110A*. 2000.
- [PEM 2010] Power Electronics Measurements Ltd. (PEM). *Datenblatt Rogowski-Stromwandler CWT300*. 2010.
- [Pie 1996] Robert F. Pierret. *Semiconductor Device Fundamentals*. Addison-Wesley Reading, 1996. ISBN: 978-0-201-54393-3.
- [Pla 2013] Wilfried Pläßmann und Detlef Schulz. *Handbuch Elektrotechnik*. 6. Auflage. Springer Vieweg Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-8348-1021-2.
- [Pla 2015] Plansee SE Reutte. *Kupfer-Chrom-Werkstoffe für Schaltkontakte und Elektroden-Trägermaterialien im Vergleich*. 2015. url: <http://www.plansee.com/de/Produkte-Elektrische-Kontakte-Kupfer-Chrom-CuCr-59.htm> (besucht am 15.08.2015).
- [Pop 1999] Marjan Popov und Enrique Acha. „Overvoltages due to Switching off an Unloaded Transformer with a Vacuum Circuit Breaker“. In: *IEEE Transactions on Power Delivery* Vol. 14 Issue 4 (1999), Seiten 1317–1326. DOI: 10.1109/61.796224.

- [Pop 2001] Marjan Popov und Lou van der Sluis. „Improved Calculations for No-Load Transformer Switching Surges“. In: *IEEE Transactions on Power Delivery* Vol. 16 Issue 3 (2001), Seiten 401–408. DOI: 10.1109/61.924818.
- [Pso 2014] T. Psotta, V. Hinrichsen, E. Kynast, F. Richter und S. Wethekam. „Investigations on the Conditioning of High-Voltage Vacuum Interrupters“. In: *Proceedings of the 26th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (2014), Seiten 1–4. DOI: 10.1109/DEIV.2014.6961604.
- [Ree 1963] M. P. Reece. „The vacuum switch. Part 1: Properties of the vacuum arc“. In: *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers* Vol. 110 Issue 4 (1963), Seiten 793–802. DOI: 10.1049/piee.1963.0107.
- [Ree 1967] Richard P. Reed und Ritchie P. Mikesell. *NBS Monograph 101 - Low Temperature Mechanical Properties of Copper and Selected Copper Alloys*. United States Department of Commerce - National Bureau of Standards, 1967.
- [Ret 2014] T. Rettenmaier, V. Hinrichsen und E. Taylor. „Investigations on Arc Movement in Vacuum Interrupters by Arc Rotation Measurements with External Magnetic Field Sensors“. In: *Proceedings of the 26th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (2014), Seiten 149–152. DOI: 10.1109/DEIV.2014.6961641.
- [Rie 1989a] Werner F. Rieder, Michael Schusseck, W. Glätzle und Erich Kny. „The Influence of Composition and Cr Particle Size of Cu/Cr Contacts on Chopping Current, Contact Resistance, and Breakdown Voltage in Vacuum Interrupters“. In: *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology* Vol. 12 Issue 2 (1989), Seiten 273–283. DOI: 10.1109/33.31434.
- [Rie 1989b] Karl-Ulrich Riemann. „Theory of the Cathode Sheath in a Vacuum Arc“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 17 Issue 5 (1989), Seiten 641–643. DOI: 10.1109/27.41172.
- [Rös 2007] Joachim Rösler, Harald Harders und Martin Bäker. *Mechanical Behaviour of Engineering Materials*. Springer Berlin/Heidelberg/New York, 2007. ISBN: 978-3-540-73446-8.

-
- [Sau 2009] Isidor Sauers, Randy James, Alvin Ellis, Enis Tuncer, Georgios Polizos und Marshall Pace. „Breakdown in Liquid Nitrogen in the Presence of Thermally Generated Bubbles for Different Electrode Geometries“. In: *IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena* (2009), Seiten 319–322. DOI: 10.1109/CEIDP.2009.5377752.
- [Sca 2004] Ronald M. Scanlan, Alexis P. Malozemoff und David C. Larbalestier. „Superconducting Materials for Large Scale Applications“. In: *Proceedings of the IEEE* Vol. 92 Issue 10 (2004), Seiten 1639–1654. DOI: 10.1109/JPROC.2004.833673.
- [Sch 1979] Bernd-Dieter Schmidt. „Untersuchungen zum Durchschlag von Hochvakuumanordnungen bei kryogenen Temperaturen“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1979.
- [Sch 2009] Christian Schacherer. *Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Entwicklung supraleitender resistiver Strombegrenzer*. Universitätsverlag Karlsruhe, 2009. ISBN: 978-3-86644-412-6.
- [Sch 2012] Adolf J. Schwab. *Elektroenergiesysteme - Erzeugung, Transport, Übertragung und Verteilung elektrischer Energie*. 3. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012. ISBN: 978-3-642-21957-3.
- [Sha 1965] S. S. Shapiro und M. B. Wilk. „An Analysis of Variance Test for Normality (Complete Samples)“. In: *Biometrika* Vol. 52 Issue 3/4 (1965), Seiten 591–611. DOI: 10.2307/2333709.
- [Sie 2010] Siemens AG. „Vakuum-Leistungsschalter 3AH5“. In: *Katalog HG11.05* (2010).
- [Sim 1992] N. J. Simon, E. S. Drexler und R. P. Reed. *NIST Monograph 177 - Properties of Copper and Copper Alloys at Cryogenic Temperatures*. United States Department of Commerce - National Institute of Standards und Technology Boulder, 1992. DOI: 10.6028/NIST.MONO.177.
- [Sim 2010] Reinhard A. Simon, Jörg F. Löffler, Thierry Delachaux und Dietmar Gentsch. „Microstructural changes of vacuum interrupter contact materials caused by switching operations“. In: *Proceedings of the 56th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts* (2010), Seiten 1–10. DOI: 10.1109/HOLM.2010.5619465.

- [Ski 1985] L. V. Skibina, V. Ya. Ilichev, M. M. Chernik und V. P. Popov. „Thermal expansion of the austenitic stainless steels and titanium alloys in the temperature range 5 - 300 K“. In: *Cryogenics* Vol. 25 Issue 1 (1985), Seiten 31–32. DOI: 10.1016/0011-2275(85)90092-X.
- [Sko 2001] B. Skoczen. „Stability, Fatigue and Optimization of Thin-Walled Structures under Cryogenic Conditions“. In: *CERN-2001-001* (2001). DOI: 10.5170/CERN-2001-001.
- [Sla 1974] Paul G. Slade. „Contact Materials for Vacuum Interrupters“. In: *IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging* Vol. 10 Issue 1 (1974), Seiten 43–47. DOI: 10.1109/TPHP.1974.1134834.
- [Sla 1994] Paul G. Slade. „Advances in Material Development for High Power Vacuum Interrupter Contacts“. In: *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology Part A* Vol. 17 Issue 1 (1994), Seiten 96–106. DOI: 10.1109/95.296374.
- [Sla 1999] Paul G. Slade. *Electrical Contacts - Principles and Applications*. CRC Press Boca Raton, 1999. ISBN: 978-0-8247-1934-0.
- [Sla 2008] Paul G. Slade. *The Vacuum Interrupter - Theory, Design and Application*. CRC Press Boca Raton, 2008. ISBN: 978-0-8493-9091-3.
- [Slu 1992] L. van der Sluis, G. C. Damstra, H. W. Kempen und W. A. van der Linden. „Synthetic Test Methods: Experience and Future Developments“. In: *CIGRE-Session 13-203* (1992).
- [Sme 1986] R. P. P. Smeets. „Stability of low-current vacuum arcs“. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* Vol. 19 No. 4 (1986), Seiten 575–587. DOI: 10.1088/0022-3727/19/4/012.
- [Sme 1989] René Peter Paul Smeets. „The Origin of Current Chopping in Vacuum Arcs“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 17 Issue 2 (1989), Seiten 303–310. DOI: 10.1109/27.24640.
- [Ste 2010] Ansgar Steland. *Basiswissen Statistik - Kompaktkurs für Anwender aus Wirtschaft, Informatik und Technik*. 2. Auflage. Springer Heidelberg Dordrecht London New York, 2010. ISBN: 978-3-642-02666-9.

- [Ste 2013] Mark Stemmler, Frank Merschel, Mathias Noe und Achim Hobl. „AmpaCity - Installation of Advanced Superconducting 10 kV System in City Center Replaces Conventional 110 kV Cables“. In: *IEEE International Conference on Applied Superconductivity and Electromagnetic Devices (ASEMD)* (2013), Seiten 323–326. DOI: 10.1109/ASEMD.2013.6780785.
- [Ste 2014] Mark Stemmler, Frank Merschel, Mathias Noe und Achim Hobl. „AmpaCity – Advanced Superconducting Medium Voltage System for Urban Area Power Supply“. In: *IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition* (2014), Seiten 1–5. DOI: 10.1109/TDC.2014.6863566.
- [Suz 1988] K. Suzuki, J. Fukakura und H. Kashiwaya. „Cryogenic Fatigue Properties of 304L and 316L Stainless Steels Compared to Mechanical Strength and Increasing Magnetic Permeability“. In: *ASTM Journal of Testing and Evaluation* Vol. 6 Issue 2 (1988), Seiten 190–197. DOI: 10.1520/JTE11161J.
- [Tay 2006] Erik D. Taylor, Paul G. Slade und Wangpei Li. „High chop currents observed in vacuum arcs between tungsten contacts“. In: *Proceedings of the 23rd International Conference on Electrical Contacts* (2006), Seiten 1–6.
- [Tay 2014] E. D. Taylor, S. A. Baus und A. Lawall. „Increase in contact resistance of vacuum interrupters after short-circuit testing“. In: *Proceedings of the 27th International Conference on Electrical Contacts* (2014), Seiten 203–206.
- [Tei 1998] Jörg Teichmann, Michael Römheld und Werner Hartmann. „On the Motion of High Current Switching Arcs in Vacuum and Low Pressure Gas“. In: *Proceedings of the 18th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum* (1998), Seiten 530–533. DOI: 10.1109/DEIV.1998.738707.
- [Tei 1999] Jörg Teichmann, Michael Römheld und Werner Hartmann. „Magnetically Driven High Current Switching Arcs in Vacuum and Low Pressure Gas“. In: *IEEE Transactions on Plasma Science* Vol. 27 Issue 4 (1999), Seiten 1021–1025. DOI: 10.1109/27.782274.

- [Tes 2015] Testec. *Bedienungsanleitung Differential-Tastkopf TT-SI 9002*. 2015.
- [The 2010] THETA Ingenieurbüro GmbH. *Bedienungsanleitung Mikroohmmeter LoRe*. 2010.
- [Vin 2002] Eduard Vinaricky. *Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen*. 2. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2002. ISBN: 978-3-642-56237-2.
- [Web 2007] C. S. Weber, R. Lee, S. Ringo, T. Masuda, H. Yumura und J. Moscovic. „Testing and Demonstration Results of the 350 m Long HTS Cable System Installed in Albany, NY“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 17 Issue 2 (2007), Seiten 2038–2042. DOI: 10.1109/TASC.2007.899828.
- [Wei 2012] Wolfgang Weißbach. *Werkstoffkunde - Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 18. Auflage. Vieweg+Teubner Verlag Wiesbaden, 2012. ISBN: 978-3-8348-1587-3.
- [Wie 2010] Martin Wieschel, Marlene Arens, Christian Dötsch, Sebastian Herkel, Wolfram Krewitt, Peter Markewitz, Dominik Möst und Martin Scheufen. *Energietechnologien 2050 - Schwerpunkte für Forschung und Entwicklung*. Fraunhofer Verlag Stuttgart, 2010. ISBN: 978-3-8396-0102-0.
- [Wol 2012] Christian Wolf. „Experimentelle Untersuchung des Hochstrom-Vakuumbogens auf Transversal-Magnetfeld-Kontakten“. Dissertation. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2012. ISBN: 978-3-8439-0970-9.
- [Xin 2005] Ying Xin, Bo Hou, Yanfang Bi, Haixia Xi, Yong Zhang, Anlin Ren, Xicheng Yang, Zhenghe Han, Songtao Wu und Huaikuang Ding. „Introduction of China’s First Live Grid Installed HTS Power Cable System“. In: *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* Vol. 15 Issue 2 (2005), Seiten 1814–1817. DOI: 10.1109/TASC.2005.849299.

Normen und technische Richtlinien

- [AST 2003] ASTM B 539-02E1. *Standard Test Methods for Measuring Resistance of Electrical Connections (Static Contacts)*. American Society for Testing und Materials, 2003.
- [DIN 2009] DIN EN 62271-100. *Hochspannungs-Schaltgeräte und -Schaltanlagen - Teil 100: Wechselstrom-Leistungsschalter*. Deutsches Institut für Normung e. V., 2009.
- [DIN 2011] DIN EN 62271-103. *Hochspannungs-Schaltgeräte und -Schaltanlagen - Teil 103: Lastschalter für Bemessungsspannungen über 1 kV bis einschließlich 52 kV*. Deutsches Institut für Normung e. V., 2011.
- [DIN 2013] DIN EN 62271-101. *Hochspannungs-Schaltgeräte und -Schaltanlagen - Teil 101: Synthetische Prüfung*. Deutsches Institut für Normung e. V., 2013.
- [DIN 2014] DIN EN ISO 18265. *Metallische Werkstoffe – Umwertung von Härtewerten*. Deutsches Institut für Normung e. V., 2014.
- [DIN 2015a] DIN EN ISO 6506-1. *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Brinell - Teil 1: Prüfverfahren*. Deutsches Institut für Normung e. V., 2015.
- [DIN 2015b] DIN EN ISO 6508-1. *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Rockwell - Teil 1: Prüfverfahren*. Deutsches Institut für Normung e. V., 2015.
- [IEC 2007] IEC 62271-1. *High-voltage switchgear and controlgear - Part 1: Common specifications*. International Electrotechnical Commission, 2007.

Eigene Publikationen

1. P. Halbach, K. Golde, V. Hinrichsen, K. Ermeler, J. Teichmann: *Switching Behavior of Vacuum Interrupters under Practical System Conditions*. 24th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV), 30. August - 3. September 2010, Braunschweig. Tagungsband, ISBN 978-1-4244-8365-5.
2. P. Halbach, K. Golde, V. Hinrichsen: *Untersuchungen zum Einfluss der Prüftechnik bei der Auswertung von Abreißströmen industriell gefertigter Vakuum-schaltröhren*. ETG Fachtagung „Diagnostik elektrischer Betriebsmittel“, 15. November - 16. November 2012, Fulda. Tagungsband, ISBN 978-3-8007-3465-8.
3. K. Golde, V. Hinrichsen: *Contact Resistance of Vacuum Interrupters for Electric Power Systems in Liquid Nitrogen at Direct and Alternating Current*. 27th International Conference on Electrical Contacts (ICEC), 22. Juni - 26. Juni 2014, Dresden. Tagungsband, ISBN 978-3-8007-3624-9.
4. K. Golde, V. Hinrichsen: *Applicability of Vacuum Interrupters in Liquid Nitrogen Environment*. 26th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV), 28. September - 3. Oktober 2014, Mumbai, Indien. Tagungsband, ISBN 978-1-4799-6750-6.
5. K. Golde, V. Hinrichsen: *Internal Dielectric Strength of Vacuum Interrupters in Liquid Nitrogen Environment*. 19th International Symposium on High Voltage Engineering (ISH), 23. August - 28. August 2015, Pilsen, Tschechische Republik. Tagungsband, ISBN 978-80-261-0477-3.
6. K. Golde, V. Hinrichsen, D. Gentsch, A. Lawall, E. Taylor: *Short-Circuit Current Interruption in Liquid Nitrogen Environment*. 27th International Sympo-

sium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV), 18. September - 23. September 2016, Suzhou, China. Angenommen.

Betreute Diplom-, Master-, Studien- und Bachelorarbeiten

Folgende Diplom-, Master-, Studien- und Bachelorarbeiten wurden im Rahmen dieser Arbeit angefertigt und stellen Teil der hier gezeigten Ergebnisse dar:

1. Diplomarbeit Nr. 1852: *Dimensionierung und Konstruktion eines Versuchstandes zum Prüfen von Vakuumschaltröhren unter den Bedingungen einer kapazitiven Last* (Torsten Psotta). Darmstadt, 2011.
2. Bachelorarbeit Nr. 1871: *Untersuchung des Widerstandsverhaltens von Vakuumschaltröhren bei tiefkalten Temperaturen* (Julian Sube). Darmstadt, 2012.
3. Bachelorarbeit Nr. 1881: *Untersuchung des Langzeitverhaltens der zum Bau von Vakuumschaltröhren verwendeten Materialien in tiefkaltem Zustand* (Daniel Masendorf). Darmstadt, 2012.
4. Studienarbeit Nr. 1885: *Untersuchung des dielektrischen Verhaltens von Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff* (Christopher Welkoborsky). Darmstadt, 2012.
5. Studienarbeit Nr. 1888: *Aufbau eines Versuchstands und Messung von Abreißströmen mit Vakuumschaltröhren unter tiefkalten Temperaturen* (Milad Mohammad Hossein Khani). Darmstadt, 2012.
6. Bachelorarbeit Nr. 1923: *Untersuchung der dielektrischen Festigkeit unterschiedlicher Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff* (Markus Bettinger). Darmstadt, 2013.
7. Diplomarbeit Nr. 1927: *Untersuchung des Abreißstromverhaltens an Mittelspannungs-Vakuumschaltröhren im tiefkalten Zustand* (Markus Becker). Darmstadt, 2013.

8. Studienarbeit Nr. 1931: *Untersuchung der Wärmeentwicklung von Mittelspannungs-Vakuumschaltröhren beim Schalten von Nenn- und Kurzschlussströmen* (Ivan Sologub). Darmstadt, 2014.
9. Bachelorarbeit Nr. 1932: *Untersuchung des Kontaktübergangswiderstandes von Vakuumschaltröhren unter kryogenen Temperaturen* (Konstantin Scherer). Darmstadt, 2014.
10. Bachelorarbeit Nr. 1936: *Untersuchung des Kontaktübergangswiderstandes von Vakuumschaltröhren unter kryogenen Temperaturen mit Wechselstrom* (Philipp Kukula). Darmstadt, 2014.
11. Masterarbeit Nr. 1943: *Vergleich der elektrischen Widerstände unterschiedlicher Mittelspannungs-Vakuumschaltröhren bei Umgebungstemperatur und in flüssigem Stickstoff* (Julian Sube). Darmstadt, 2015.
12. Bachelorarbeit Nr. 1944: *Aufbau und Inbetriebnahme des Hochspannungsteils eines synthetischen Prüfkreises zur Untersuchung des Kurzschlussstrom-Ausschaltvermögens von Mittelspannungs-Vakuumschaltröhren* (Christian Dorsch). Darmstadt, 2015.
13. Masterarbeit Nr. 1945: *Simulation of resistance and power loss of medium voltage vacuum interrupters* (Ahmed Mehmood). Darmstadt, 2015.
14. Masterarbeit Nr. 1952: *Bewertung des Kurzschlussstrom-Ausschaltvermögens von Mittelspannungs-Vakuumschaltröhren in flüssigem Stickstoff* (Markus Wenzel). Darmstadt, 2015.

Lebenslauf

Karsten Golde
geboren am 11. Juli 1983
in Bad Soden am Taunus



Werdegang

Seit 01/2016	Projektleiter Umspannwerke bei der Enercon GmbH in Mainz
09/2010 bis 12/2015	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Hochspannungstechnik der TU Darmstadt
10/2004 bis 09/2010	Studium der Elektrotechnik und Informationstechnik mit Schwerpunkt Energietechnik an der TU Darmstadt
09/2003 bis 06/2004	Zivildienst
05/2003	Erlangung der allgemeinen Hochschulreife an der Immanuel Kant Schule in Kelkheim (Taunus)

15. Februar 2016

Erklärung laut § 9 PromO

Ich versichere hiermit, dass ich die vorliegende Dissertation allein und nur unter Verwendung der angegebenen Literatur verfasst habe. Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, den 15. Februar 2016

Karsten Golde